Anwendung mathematischer Modelle zur Beschreibung der technischen Konvektionstrocknung von Schnittholz

Dissertation
zur Erlangung des Doktorgrades
an der Universität Hamburg,
Fachbereich Biologie

vorgelegt von

Georg Fortuin
aus Hamburg

Hamburg 2003

Genehmigt vom
Fachbereich Biologie der
Universität Hamburg
auf Antrag von Herr Professor Dr. A. FRÜHWALD
Weitere Gutachter der Dissertation:
Herr Professor Dr. D. NOACK

Tag der Disputation: 15. August 2003

Hamburg, den 01. August 2003

Professor Dr. U. Wienand
Prodekan

Vorwort, Widmung und Dank

Die vorliegende Arbeit stellt unterschiedliche Möglichkeiten dar, den Trocknungsvorgang von Holz zu beschreiben. Sie ist die Fortsetzung der Arbeiten von RESSEL (1986) und WELLING (1987), die sich ebenfalls mit Fragen der Schnittholztrocknung im Ordinariat für Holztechnologie der Universität Hamburg bzw. dem Institut für Holzphysik der Bundesforschungsanstalt für Forst- und Holzwirtschaft, Hamburg, beschäftigten. Ein Rückblick auf die ca. 100-jährige Forschung dieses Gebietes zeigte, dass schon früh die grundlegenden Zusammenhänge zwischen Trocknungsbedingungen, Holzeigenschaften und Trocknungsqualität bekannt waren. Eine mathematische Beschreibung dieser Zusammenhänge gelang jedoch nicht, so dass umfangreiche Versuche durchgeführt wurden, um für die einzelnen Holzarten, -dicken und -sortimente geeignete Trocknungspläne zu entwickeln. Auch heute noch beruht die Trocknung von Schnittholz ausschließlich auf empirischen Erfahrungen, wobei sich in der Praxis die computergestützte Mess- und Regeltechnik für die Prozesssteuerung durchsetzt hat. In Zukunft soll die Regelung durch Simulationsmodelle über das Trocknungsverhalten ergänzt werden, um so die Trocknungsführung im Hinblick auf Kosten und Qualität zu optimieren und Trocknungsschäden zuverlässig zu vermeiden. Die Modellierung ist daher Gegenstand internationaler Forschung. Sie wird begünstigt durch die rasante Entwicklung der Computertechnik und numerischer Berechnungsverfahren. Nach wie vor bereitet die Modellbildung einige Schwierigkeiten, so dass sich auch heute noch kein allgemein gültiges Verfahren etablieren konnte. Ausgehend von früheren Veröffentlichungen wird die Holztrocknung in dieser Arbeit mit einem Diffusionsmodell simuliert. Die partielle Differentialgleichung wird mit finiten Differenzen gelöst. Die ausführliche Beschreibung des Verfahrens sowie der hierbei einzusetzenden Größen sollen es auch Lesern ohne spezielle Vorbildung ermöglichen, diese Methode zu verstehen. Neben der Darstellung wichtiger Holzeigenschaften wird im Zusammenhang mit den Trocknungsbedingungen auch auf die thermodynamischen Grundlagen der Zustandsbeschreibung feuchter Luft eingegangen. Der Leser mag beurteilen, ob es mir gelungen ist, mit dieser Arbeit einen umfassenden Überblick zum Thema Holztrocknung zu geben. Die noch vorhanden Schwierigkeiten bei der Modellbildung zeigen dabei die Lücken in der Theorie der Holztrocknung auf, die hoffentlich durch weitere Untersuchungen geschlossen werden können.

Ich hatte viel Unterstützung bei dieser Arbeit. An erster Stelle sind meine Eltern und meine Freundin Heike Reinders zu nennen, die mit viel Interesse und Zuversicht meine Promotion verfolgten, um mich in entscheidenden Momenten aufzumuntern. Ihnen möchte ich diese Arbeit widmen. Mein besonderer Dank gilt meinem Lehrer Herrn Prof. Dr. A. Frühwald für die verständnisvolle Unterstützung, Förderung, Geduld und Betreuung, die weit über das allgemein Übliche hinausging. Für die wertvollen Ratschläge und die Mitwirkung als Gutachter danke ich Herrn Prof. Dr. D. Noack. Insgesamt hat die Arbeit erheblich von den Anmerkungen, Hinweisen und Fragen profitiert, die ich von Herrn Dr. J. Welling, Herrn Prof. Dr. J. B. Ressel und Herrn Prof. Dr. E. Schwab erhalten habe.

Inhalt

1. Einleitung und Aufgabenstellung ... 1
2. Geschichtliches ... 4
3. Trocknungszeit-Modelle ... 11
   - 3.1 Trocknungszeit-Faktoren ... 20
   - 3.2 Trocknungsbeiwert ... 24
   - 3.3 Trocknungsverlauf ... 26
4. Mathematisches Trocknungsmodell ... 31
   - 4.1 Feuchte- und Temperaturverteilung im Holz ... 32
   - 4.2 Trocknungsspannungen ... 38
   - 4.3 Energiebedarf ... 47
   - 4.4 Eingangsgrößen ... 53
5. Holzeigenschaften ... 61
   - 5.1 Rohdichte, Volumenquellung, -schwindung, *specific gravity* ... 64
   - 5.2 Porenvolumen, max. Feuchte, „Grünfeuchte", Zellwanddichte ... 71
   - 5.3 Differentielle Schwindung ... 77
   - 5.4 Holz-Ausgleichsfeuchte, Fasersättigung, Hysterese ... 82
   - 5.5 Bindungsenthalpie ... 106
   - 5.6 Temperaturleitfähigkeit, Wärmeleitfähigkeit, spezifische Wärme ... 114
   - 5.7 Diffusionskoeffizient ... 118
   - 5.8 Mechanische und rheologische Eigenschaften quer zur Faser ... 137
6. Trocknungsbedingungen ... 140
   - 6.1 Sättigungsdampfdruck ... 141
   - 6.2 Dampfteildruck ... 144
   - 6.3 Trocknungspläne ... 152
7. Simulation des Trocknungsverhaltens von Holz ... 162
   - 7.1 Konstante Trocknungsbedingungen ... 162
     Trocknungsversuche von DIETL (1995), EGNER (1934) und SCHAUSS (1940) im Vergleich zu einfachen Trockenzeitmodellen und der Simulation mit einem eindimensionalen Diffusionsmodell
   - 7.2 Zeitabhängige Trocknungspläne ... 174
     Einfluss unterschiedlich scharfer Trocknungsbedingungen und Variation der Anfangsfeuchte auf die Trocknung nach Versuchen von SALAMON (1973)
   - 7.3 Holzfeuchteabhängige Trocknungspläne ... 181
     Unterschiede zwischen Standardtrocknungsplänen von PRATT (1974) und BRUNNER-HILDEBRAND (1987)
   - 7.4 Primäre Desorption ... 190
     Einfluss unterschiedlicher Ansätze für die Beschreibung der Holz-Ausgleichsfeuchte an der Brettoberfläche in Abhängigkeit des Luftzustands auf das Trocknungsverhalten
8. Schlussbetrachtung und Zusammenfassung ... 198
9. Literatur ... 203

Anhang

A 1. Stoffwerte feuchter Luft 222

A 2. Stationärer Wärmeübergang an einer ebenen Wand (Platte) bei freier und erzwungener Strömung 230

A 3. Gleichungen zur Berechnung der Temperaturverteilung im Brettquerschnitt 236
(Lösung der partiellen Differentialgleichung mit dem impliziten Differenzenverfahren)

A 4. Bindungsenthalpie von Holz 237

A 5. Zusammenhang zwischen Volumenquellung, -schwindung und der Längenänderung in den drei anatomischen Hauptrichtungen 238

A 6. Sorptionsversuche an unterschiedlichen Holzarten von KEYLWERTH (1969), TRADA (1962) und JOHNSTON, WYNANDS (1958) 242

A 7. Diffusionskoeffizient von Wasser in Holz ermittelt aus Versuchen (EGNER, 1934; VOIGT, KRISCHER, SCHAUSS, 1940; DIETL, 1995) im Vergleich zu berechneten Werten (SIAU, 1971; KOPONEN, 1987; VOGEL, 1987 - s. Kap. 5.7) 251

A 8. Experimentelle Bestimmung des Dampfteildruckes in Luft und Vergleich mit verschiedenen Psychrometerformeln aus Übersicht 6.2 253

A 9. Durchschnittliche und extreme Trocknungsbedingungen für Laub- und Nadelholz in Abhängigkeit der Holzfeuchte (9-Stufenplan) nach Angaben von PRATT (1974) und BRUNNER-HILDEBRAND (1987) 258

Formelzeichen

Symbol	Bedeutung	Einheit
a	Temperaturleitfähigkeit	$[m^2/s]$
a^2	Porenraumanteil	[1]
A	Fläche	$[m^2]$
c	spezifische Wärmekapazität	[J/(kg K)]
d	Brettdicke	[m]
D	Diffusionskoeffizient	$[m^2/s]$
E	Elastizitätsmodul	$[N/mm^2]$
g	Fallbeschleunigung	$[m/s^2]$
h	Enthalpie	[kJ/kg]
l	Brettbreite	[m]
l	charakteristische Länge (dimensionsloser Wärmeübergang)	[m]
m	Masse	[kg]
$\dot{m}$	Massenstromdichte	$[kg/(m^2\ s)]$
$\dot{M}$	Massenstrom	[kg/s]
M	molare Masse	[kg/kmol]
n	Anzahl der Brettschichten	
$\dot{n}$	Mengenstromdichte	$[kmol/(m^2\ s)]$
$\dot{N}$	Mengenstrom	[kmol/s]
p	Luftdruck	[Pa]
p_{DS}	Sättigungsdampfdruck	[Pa]
p_{DT}	Dampfteildruck	[Pa]
q	spez. Wärmemenge bezogen auf entfernte Wassermenge	[kJ/kg]
$\dot{q}$	Wärmestromdichte	[kJ/kg s)]
$\dot{Q}$	Wärmestrom	[W]
Q	Wärmemenge	[kJ]
r	Rohdichte	$[g/cm^3]$bzw.$[kg/m^3]$
R	spezielle Gaskonstante	[kJ/(kg K)]
R	Regressionskoeffizient	
SG	specific gravity	[1]
t	Zeit	[s] bzw. [h]
T	absolute Temperatur	[K]
TT	Trockentemperatur	[°C]
TF	Feuchttemperatur	[°C]
u	Holzfeuchte	[%] bzw. [kg/kg]
v	spez. Volumen	$[m^3/kg]$
V	Volumen	$[m^3]$
w	Luftgeschwindigkeit	[m/s]
x	Abstand von der Brettoberfläche	[m]
Y	abs. Wassergehalt der Luft	[kg/kg]

griechische Buchstaben

Δ	Differenz	
α	Trocknungsbeiwert	[1/h]
α	Wärmeübergangskoeffizient	$[W/(m^2\ K)]$
α	Quellmaß	[%] bzw. [1]
β	Stoffübergangskoeffizient	$[kg/(m^2\ s)]$
β	Wärmeausdehnungskoeffizient	[1/K]
β	Schwindmaß	[%] bzw. [1]
δ	Grenzschichtdicke	[m] bzw. [mm]
ε	Dehnung	[1]
φ	rel. Luftfeuchte	[%]
γ	Zellwanddichte	$[kg/m^3]$ bzw. $[g/cm^3]$
κ	Feuchteleitzahl	$[m^2/s]$
λ	Wärmeleitfähigkeit	[W/(m K)]

ϑ	Temperatur	[°C]
ρ	Dichte	[kg/m^3]
η	dynamische Zähigkeit	[kg/(m s)]
η	Viskosität	[Ns/mm^2]
σ	Oberflächenspannung	[N/m]
σ	Verdunstungskoeffizient	[kg/(m^2 s)]
ν	kinematische Zähigkeit	[m/s^2]
μ	Diffusionswiderstandsfaktor	[1]

Indizies

Symbol	Bedeutung	Symbol	Bedeutung
0	bei Holzfeuchte u = 0 %	L	Luft
a	außen	LD	feuchte Luft (Luft-Dampf-Gemisch)
A	Anfang	LH	Laubholz
b	basic	m	Mittelwert
B	Bindung	max.	maximal
D	Dampf	NH	Nadelholz
DS	Dampf-Sättigungsdruck	p	isobar (konstanter Druck)
DT	Dampf-Teildruck	plast.	plastisch
elast	elastisch	rad.	radial
E	Ende	relax.	Relaxation
f	Fluid	s	im Sättigungszustand
fH	feuchtes Holz	tan.	tangential
FS	Fasersättigung	tH	trockenes Holz
ges	gesamt	turb.	turbulent
gl	Gleichgewicht	zul.	zulässig
i	innen	visko.	viskoelastisch
krit.	kritisch	vol.	Volumen
K	Konvektion	V	Verdunstung
lam.	laminar	W	Wand
long.	longitudinal	∞	in der Kernströmung

dimensionslose Kenngrößen zum Wärmeübergang

Nu	NUSSELT-Zahl
Gr	GRAßHOF-Zahl
Pr	PRANDTL-Zahl
Ra	RAYLEIGH-Zahl (Gr Pr)
Re	REYNOLDS-Zahl
Sc	SCHMIDT-Zahl
Sh	SHERWOOD-Zahl

allgemeine Konstanten

M_D	molare Masse	– Wasserdampf	18.015	[kg/kmol]
M_L		– Luft	28.96	[kg/kmol]
R	allgemeine Gaskonstante ($k_B \cdot N_A$)		8.314	[J/(mol K)]
			1.986	[cal/(mol K)]
R_D	spezifische Gaskonstante (R/M)	– Wasserdampf	461.25	[J/(kg K)]
R_L		– Luft	286.91	[J/(kg K)]
p	Normaldruck		101324.60	[Pa]
t_0	Nullpunkt Celsius-Skala (0 °C)		273.15	[K]
π	Kreiszahl		3.141593	
e	Eulersche-Zahl		2.718282	
k_B	Bolzmann Konstante		$1.380658 \cdot 10^{-23}$	[J/K]
N_L	Loschmidt Konstante (N_A/Molvolumen) (Anzahl von Teilchen eines idealen Gases unter Normalbedingungen pro Molvolumen)		$2.68675 \cdot 10^{25}$	[1/m^3]
N_A	Avogado Konstante		$6.0221367 \cdot 10^{23}$	[1/mol]
ϑ_0	Nullpunkt der Celsiusskala		273.15	[K]

mittlere spezifische isobare Wärme (s.a. Anhang A 1.)

$c_{p,E}$	Eis	2.05	[kJ/(kg K)]
$c_{p,H2O}$	flüssiges Wasser	4.182	[kJ/(kg K)]
$c_{p,D}$	Wasserdampf	1.86	[kJ/(kg K)]
$c_{p,L}$	trock. Luft	1.01	[kJ/(kg K)]

Physikalische Eigenschaften von Wasser (VDI-Wärmeatlas u. a.)

	Dichte	998.3	[g/cm^3]
	Wärmeleitfähigkeit	0.6	[W/(m K)]
	dynamische Viskosität	$1002.7 \cdot 10^{-6}$	[kg/(m s)]
	Oberflächenspannung	$72.7 \cdot 10^{-3}$	[N/m]
h_{Sch}	Schmelzwärme von Eis	333	[kJ/kg]
$h_{V,0°C}$	Verdampfungsenthalpie bei 0 °C	2454	[kJ/kg]
	Dampfdruck	23.4	[mbar]
	Siedetemperatur bei 1 bar	100	[°C]
	mittlere freie Weglänge (flüssig)	3	[nm]
	mittlere freie Weglänge (gasförmig)	40	[nm]
	Durchmesser des Wassermolekühls	2.8	[nm]
	Masse einer monomolekularen Wasserschicht (Quelle: Klopfer, 1974)	0.26	[mg/m^2]
	Flächenausdehnung (Quelle: Popper 1972)	14.8	[Å^2]
d	mittlerer Wirkungsradius H_2 (Quelle: H. Lindner, 1975)	$2.47 \cdot 10^{-8}$	[cm]

Anmerkung:

Leider ergeben sich bei der Bezeichnung physikalischer Größen in den verschiedenen Fachgebieten Überschneidungen. Aus den jeweiligen Textpassagen und Ergänzungen zu den Formeln ist jedoch eine eindeutige Zuordnung der Symbole möglich.

1. Einleitung und Aufgabenstellung

Die besondere Bedeutung der Holztrocknung als notwendige Voraussetzung für die Be- und Verarbeitung von Rohholz ist unbestritten, um ein haltbares und formstabiles Endprodukt mit definierten Eigenschaften zu erhalten.

Neben der Freilufttrocknung werden in der industriellen Produktion heute überwiegend technische Trocknungsverfahren eingesetzt. Ziel ist es, die im Holz enthaltene Feuchtigkeit schnell und kostengünstig zu entfernen und gleichzeitig die gewünschte Trocknungsqualität zu erreichen. Wie auch in anderen Industriezweigen wurden verschiedene Verfahren entwickelt, die sich in der Art der Wärmeübertragung unterscheiden. Neben heißen Gasen und reinem Heißdampf kann Holz auch direkt durch Kontakt, Strahlung oder im elektrischen Wechselfeld erwärmt werden.

Die größte Bedeutung für die Schnittholztrocknung besitzt nach wie vor die Konvektionstrocknung bei Normaldruck. Hierbei wird das Holz mit feuchter Luft bei Temperaturen unter 100 °C in Kammern unterschiedlichster Größe umströmt. Die Änderung der Trocknungsbedingungen, Lufttemperatur und rel. Luftfeuchte, erfolgt mit den Heizelementen, Befeuchtungseinrichtungen (Kaltwassersprühung bzw. Sattdampfzufuhr) und den Zu- und Abluftklappen. Die Wahl der Lüfterdrehzahl (Luftgeschwindigkeit) und das periodische Wechseln der Strömungsrichtung, um eine gleichmäßige Trocknung am Stapelein- und -austritt zu erreichen, gehört heute ebenfalls zur Standardausrüstung moderner Holztrocknungsanlagen.

Die enorme Entwicklung der Mess-, Regel- und Computertechnik hat auch im Bereich der Schnittholztrocknung zur Entwicklung vollautomatischer Prozesssteuerungen geführt, die eine komfortable Überwachung und Protokollierung der Trocknungsbedingungen gewährleistet. Trotz verbessertem Bedienungskomfort besteht nach wie vor die Schwierigkeit, für jede Charge einen angemessenen Trocknungsplan auszuwählen, der eine schonende und dennoch wirtschaftliche Trocknung ermöglicht. Die heute angewendeten Trocknungspläne basieren auf Erfahrungen, die aus Versuchen mit unterschiedlichen Hölzern und Abmessungen gesammelt wurden. Grundsätzlich bieten die in zahlreichen Tabellen veröffentlichten Trocknungspläne einen ersten Anhaltspunkt über das Trocknungsverhalten der Holzarten. Es wird jedoch darauf hingewiesen, dass aufgrund der großen Eigenschaftsunterschiede auch innerhalb einer Holzart, die vorliegenden Trocknungsbedingungen nur als Empfehlungen aufzufassen sind. Eigene Erfahrungen und besondere Qualitätsanforderungen machen daher u.U. Änderungen im Trocknungsplan nötig.

Trotz umfangreicher Erfahrungswerte und computergesteuerter Mess- und Regeltechnik kommt es immer wieder zu Trocknungsfehlern, die die Verarbeitung des Holzes einschränken oder z.B. bei Innenrissen, zu seiner vollständigen Entwertung führen. Ursache für die wichtigsten Trocknungsfehler sind Trocknungsspannungen, die durch die Feuchtegradienten im Brett hervorgerufen werden. Die Messung von Dehnungen, Rissweiten, Krümmungen oder Verformungen, um neben der kontinuierlichen Holzfeuchtemessung eine weitere qualitätsbestimmende Größe für die Schnittholztrocknung zu finden, sind Gegenstand neuerer Untersuchungen. Grundsätzlich ist heute noch kein Messverfahren bekannt, um Eigenspannungen zerstörungsfrei nachzuweisen. Daher entwickelte WELLING (1987) eine Methode, mit der aus den gemessenen Feuchteprofilen im Brettquerschnitt der Spannungszustand im Holz mit einem mathematischen Modell berechnet werden kann. Das Modell beruht auf einem Ansatz von LESSARD (1978) und berücksichtigt neben den temperatur- und feuchteabhängigen elastischen Eigenschaften auch das rheologische Verhalten des Holzes. Erst hierdurch war es möglich, die „Trocknungsgeschichte" im Modell zu berücksichtigen. Als besondere Schwierigkeit bei der Holztrocknung

erweist sich der Umstand, dass eine fehlerhafte Trocknungsführung unter Umständen erst viel später sichtbar wird. So sind Verschalung und Innenrisse am Ende der Trocknung auf einen zu starken Feuchtegradienten am Anfang der Trocknung zurückzuführen. Wie anhand der Experimente bestätigt wurde, kann mit diesem Ansatz die Spannungsentwicklung im Holz während der Trocknung berechnet werden, wenn entsprechende Materialeigenschaften für Holz quer zur Faser vorliegen. Als problematisch erwies sich die elektrische Holzfeuchtemessung, deren Werte z.T. von den an Darrproben ermittelten abwichen.

Da zum einen der Aufwand einer Feuchteprofilmessung für die Praxis zu groß ist und um gleichzeitig dem Problem der Auswahl und Lage der Messstellen und der Messungenauigkeit zu entgehen, bietet es sich an, auch den Feuchteverlauf während der Trocknung durch ein mathematisches Modell zu beschreiben. RESSEL (1986) benutzte ein eindimensionales Trocknungsmodell, um die Auswirkungen unterschiedlicher Energiesparmaßnahmen auf die Schnittholztrocknung zu untersuchen. Die Berechnungen erfolgten mit dem von HART (1981) veröffentlichten Programm „SIMSOR", das auf die zu untersuchende Fragestellung angepasst wurde.

Ob eine Simulationsberechnung als Ergänzung zur Trocknungssteuerung sinnvoll ist, hängt natürlich im Wesentlichen von der Güte der Berechnungen ab. Neben den Modellannahmen spielt auch der Ausgangszustand des Holzes bei der Berechnung eine große Rolle. Unterstellt man, dass der Holzzustand vor der Trocknung bekannt ist, so könnte mit einer begleitenden Berechnung die Holzfeuchtemessung überprüft oder vielleicht sogar ersetzt werden. Interessanter wäre die Möglichkeit, im aktuellen Prozess verschiedene Trocknungsbedingungen und ihre Auswirkungen auf Kosten und Qualität vorausschauend zu berechnen, um so eine optimale Steuerung vom Ist-Zustand ausgehend zu ermöglichen. Vor dem praktischen Einsatz solcher Systeme sind jedoch weitere Untersuchungen nötig, um die mathematischen Modelle zur Beschreibung des Trocknungsverhaltens von Holz weiter zu verbessern und die notwendigen Stoffwerte für ihre Berechnung zur Verfügung zu stellen.

Trotz der angedeuteten Einschränkungen bieten die derzeit vorliegenden Modelle zur Beschreibung des Trocknungsverhaltens eine gute Möglichkeit, den komplizierten Trocknungsvorgang im Holz darzustellen. Die Simulation kann als experimentelle Technik eingesetzt werden, bei der in einfacher Weise die unterschiedlichsten Einflussgrößen auf die Holztrocknung variiert werden können. Sie eignet sich somit u.a. für die Analyse, Prognose und den Entwurf von Trocknungsplänen, so dass der Umfang aufwendiger Experimente reduziert werden kann. Auch für Schulungszwecke ist der Einsatz von Simulationen denkbar, um verschiedene Trocknungsszenarien durchzuspielen und das Risiko von geänderten Trocknungsbedingungen abzuschätzen.

In dieser Arbeit soll in einem ersten Schritt aus bereits vorhandenen Ansätzen zur Beschreibung der Feuchte- und Spannungsentwicklung während der Holztrocknung ein Simulationsprogramm erstellt werden, um die konventionelle Frischluft-/Ablufttrocknung zu beschreiben. Das Programm soll gleichzeitig auch Fragen zum Energieverbrauch beantworten, die für die ökonomische Bewertung des Prozesses eine entscheidende Rolle spielen. Ein Vergleich mit den in der Literatur angegebenen mathematischen Ansätzen wird die grundsätzlichen Schwierigkeiten aufzeigen, die bei der Nachbildung des realen Systems *Schnittholztrockner* auftreten. Hier sind vor allen Dingen die im Modell angewandten Vereinfachungen einer kritischen Betrachtung zu unterziehen.

Im zweiten Teil der Arbeit sollen mit dem erstellten Modell verschiedene Einflussgrößen auf das Trocknungsverhalten des Holzes untersucht werden. Neben trocknungsrelevanten Holzeigenschaften sind die Auswirkungen unterschiedlicher Trocknungsbedingungen zu untersuchen. Ein Vergleich mit den in der Literatur angegebenen Zusammenhängen zwischen Holzeigenschaften, Trocknungsbedingungen und Trocknungsverlauf soll zeigen, ob die in dieser Arbeit angewandte Simulation geeignet ist, bisherige Ergebnisse einheitlich zusammenzufassen.

2. Geschichtliches

Schon 1922 beschrieben BODMAR und TILGER die natürliche und künstliche Trocknung von Holz zur Erhöhung der Dauerhaftigkeit. Neben praktischen Anweisungen zur Lagerhaltung waren auch Angaben zum zeitlichen Verlauf des Austrocknens von Eiche, Buche und Kiefer aufgeführt und exemplarisch die Kosten der Freiluftrocknung kalkuliert, die bei einer 3-jährigen Lagerung von 1 m^3 Eichenholz 43,80 Mark [1)] (inkl. Verzinsung, Abschreibung, Versicherung, Arbeitsaufwand) betrugen. Schon zu dieser Zeit führten wirtschaftliche Überlegungen zur Anwendung der künstlichen Trocknung für bestimmte Sortimente mit und ohne Wärmezufuhr, die auch verschiedene Verfahren der chemischen Trocknung einschlossen. Die Trocknung mit heißer Luft fand nach ihren Angaben vorwiegend in Großbetrieben statt, wobei sich die hierfür verwendeten Anlagen nur darin unterschieden, wie die Luft erwärmt, bewegt und erneuert wurde. Die äußeren Einflussgrößen auf die Trocknung, Temperatur, Feuchtigkeit und Geschwindigkeit der Trocknungsluft bestimmten den technischen Bau der Trocknungsanlagen. Neben der Direktbeheizung mit Verbrennungsgasen wurde auch die indirekte Beheizung über Wärmetauscher praktiziert. Die „Regeln für das Trocknen des Holzes mit erwärmter Luft" waren sehr einfach gehalten. Neben einem ausreichenden Luftwechsel sorgte eine regelbare Heizung dafür, ein zu rasches Austrocknen und die Gefahr von Rissen und Verwerfungen zu vermeiden. Günstigerweise trocknete man in der Regel zwischen 35 °C und 40 °C (maximal bis 70 °C), wobei die Ventilation nicht zu stark sein sollte. Auch auf eine gute Luftführung im Stapel und der ganzen Trockenkammer war zu achten. Als Messgeräte zur Bestimmung der Trocknungsbedingungen dienten Psychrometer sowie Haarhygrometer.

Von THELEN (1923) veröffentlichte das „Kiln Drying Handbook", in dem neben den Grundlagen der Trocknung (Holzfeuchte, Holz-Ausgleichsfeuchte, rel. Luftfeuchte in Abhängigkeit von Trocken- und Feuchttemperatur, Trocknungsspannungen, Trocknungsfehler) auch die Steuerung des Trocknungsprozesses beschrieben wurde. Für Laubholz bis 6/4 inch waren insgesamt 8 feuchteabhängige Standardpläne vorgegeben. Die durchschnittliche Holzfeuchte der Charge wurde durch periodische Gewichtsmessung an Probebrettern bestimmt. Die Trockentemperatur und die Psychrometerdifferenz erhöhte man mit abnehmender Holzfeuchte in Stufen. Die Trocknung von Nadelholz erfolgte in drei Stufen. Es waren insgesamt 11 unterschiedliche Trocknungspläne angegeben. Die Auswahl der Trocknungspläne für die einzelnen Holzarten basierten auf praktischen Erfahrungen.

Im Jahr 1929 erschien von WARLIMONT die deutsche Übersetzung des Werkes "*The Kiln Drying of Lumber*" von KOEHLER und THELEN, dem bis heute eine Reihe weiterer Handbücher zur Holztrocknung von Forschungseinrichtungen und Trockenkammerherstellern folgten (z. B. MOLL (1930), MATHEWSON (1930), KOLLMANN (1932 b, 1941), KAPUR (1934), UTERHARCK (1940, 1952), FESSEL (1949), TDA (1949,1951), HENDERSON (1951), BATESON (1952), STEVENS, PRATT (1952, 1974), OEEC (1953, 1957), JENKINS, GUERNSEY (1954), KÜHNAST (1954), PRIEST (1954), JANIK (1954, 1960), LANGENDORF (1955), PEEK, McMILLAN (1961), RASMUSSEN (1961), TRADA (1962), LEMPELIUS (1969), RIETZ, PAGE (1971), BRAMHALL, WELLWOOD (1976), HOOKS (1977), CECH, PFAFF (1977), McMILLEN, WENGERT (1978), BRUNNER (1987), HANSEN (1988), BOONE, KOZLIK, BOIS, WENGERT (1988), SIMPSON (1991 a), MILLS (1991), KEEY, LANGRISH, WALKER (1999), EISENMANN (o.A.), HERMA (o.A.).

[1)] Mark: 1873 Bezeichung der neuen deutschen Währung, ab 1924 Reichsmark, ab 1948 Deutsche Mark

In der gleichen Zeit wurde auch intensiv in wissenschaftlichen Untersuchungen an Fragen der Holztrocknung gearbeitet, da in der holzverarbeitenden Industrie Schäden bei der technischen Trocknung auftraten, ohne dass es möglich war, deren Ursachen zu klären. Demnach fehlte es nicht nur an Kenntnissen der Gesetzmäßigkeiten, die der Trocknung zugrunde lagen, sondern es fehlten auch allgemeine Regeln zur Aufstellung brauchbarer Trocknungsvorschriften, die eine fehlerfreie Trocknung ermöglichten.

TUTTLE (1925) veröffentlichte eine neue Theorie zur Holztrocknung. Er übertrug auf Anregung von LOUGHBOROUGH die partielle Differentialgleichung der Wärmeleitung auf die eindimensionale Feuchtebewegung im Holz. Statt der Temperaturleitfähigkeit und des Temperaturgradienten verwendete er einen Diffusionskoeffizienten und den Feuchtegradienten im Holz zur Beschreibung des Trocknungsverhaltens. Unter der Annahme, dass der Diffusionskoeffizient konstant war und nicht von der Holzfeuchte abhing, ließ sich die partielle Differentialgleichung mit einer FOURIER-Reihe lösen (vgl. RIEMANN, WEBER, 1912, S. 110 ff), so dass die Holzfeuchteverteilung im Brettquerschnitt und die mittlere Holzfeuchte im zeitlichen Ablauf berechnet werden konnte. Hierauf wird in Kap. 3.1 über die einfachen Trockenzeitmodelle noch näher eingegangen. Ein Vergleich mit Experimenten zeigte eine überraschend gute Übereinstimmung mit den theoretisch berechneten Werten, obwohl die in den folgenden Jahren durchgeführten Versuche von STILLWELL (1926), MARTLEY (1926) und EGNER (1934) über den Diffusionskoeffizienten von Holz eine deutliche, aber nicht einheitliche Abhängigkeit von der Holzfeuchte zeigten.

STILLWELL (1926) führte stationäre Diffusionsversuche durch, um den Zusammenhang zwischen Temperatur und Feuchte auf die Feuchtebewegung und den Einfluss der Holzstruktur zu klären. Nach seiner Auffassung konnte die Feuchtebewegung im Holz als Diffusionsproblem im Hohlraumsystem angesehen werden. Gleichzeitig wurde ein Feuchtetransport in der Holzsubstanz nicht ausgeschlossen, der proportional zum Dampfdruckgefälle bzw. dem Feuchtegefälle verlief. Ebenso wie MARTLEY (1926) führten die Versuche mit kleinen, seitlich abgedichteten Proben definierter anatomischer Ausrichtung, bei denen die Oberflächen unterschiedlichen rel. Luftfeuchten ausgesetzt waren, zu einer parabelförmigen Feuchteverteilung im Probenquerschnitt. Die gekrümmte Feuchteverteilung wurde mit dem Diffusionsgesetz erklärt, bei dem die pro Zeiteinheit transportierte Feuchtemenge proportional dem Feuchtegefälle war. Bei gleichem Stoffstrom und unterschiedlichem Feuchtegefälle über den Probenquerschnitt folgte, dass sich der Diffusionskoeffizient mit der Holzfeuchte änderte. Nach Versuchen von MARTLEY war der Diffusionskoeffizient von *Scots pine* bei 40 °C und einer Holzfeuchte von ca. 26 % ca. sechs mal so groß wie bei u = 0%. LUDWIG (1933) erklärte bei ähnlichen Versuchen an Kiefer den Feuchtetransport mit dem Dampfteildruckgefälle im Holz. Über den Zusammenhang zwischen Dampfteildruck und Holz-Ausgleichsfeuchte, der durch die Sorptionsisotherme gegeben war, konnte der Feuchtetransport in den Versuchen von LUDWIG (1933), wie EGNER (1934) zeigte, durch Umrechnung auch mit Diffusionskoeffizienten und Feuchtegefälle ausgedrückt werden. Die Unterschiede zwischen den Untersuchungen von MARTLEY (1926) und LUDWIG (1933) waren nach EGNER (1934) beträchtlich und ließen sich nicht durch die Holzeigenschaften erklären. EGNER vermutete, dass eine fehlerhafte Probenabdichtung zu den wesentlich größeren Diffusionskoeffizienten von LUDWIG (1933) führte. Die eigenen Untersuchungen von EGNER (1934) zur Feuchteabgabe von Fichte in radialer, tangentialer und axialer Richtung und instationären Trocknungsversuchen bei konstanten Bedingungen zeigten eine starke Abhängigkeit des Diffusionskoeffizienten von der Holzfeuchte und der Temperatur. In radialer und tangentialer Richtung nahm der Diffusionskoeffizient mit steigender Holzfeuchte und Temperatur zu, wobei die Ergebnisse mit denen von MARTLEY (1926) bei 40 °C eine ähnliche Abhängigkeit zeigten. Da der Diffusionskoeffizient mit wachsender Feuchte stark anstieg, hielt EGNER (1934)

die gute Übereinstimmung von TUTTLE (1925) zwischen Berechnung und Experiment mit *Sitka spruce* bei Verwendung eines konstanten Diffusionskoeffizienten für zufällig (vgl. Abb. 3.1).

Nach MOLL (1930, S. 16) konnte die mittlere Holzfeuchteentwicklung bei konstanten äußeren Bedingungen gut durch eine Hyperbel beschrieben werden, bei der sich zum Ende der Trocknung die Holzfeuchtekurve der eingestellten Holz-Ausgleichsfeuchte immer weiter annäherte. Führte man den Trocknungsprozess demgegenüber mit sich verschärfenden Bedingungen bei konstanter Temperatur durch, so erhielt man einen exponentiellen Verlauf, wie er in Abb. 2.1 a) dargestellt ist. Die rel. Luftfeuchte sollte während der Trocknung proportional zur mittleren Holzfeuchte gesenkt werden und 30 % unter dem Wert liegen, der sich als rel. Luftfeuchte ergab, wenn man als Holz-Ausgleichsfeuchte die aktuelle mittlere Holzfeuchte annahm (Abb. 2.1 b). Über Fasersättigung, die mit 26 % angenommen wurde und den Nullpunkt der x-Achse markierte, war entsprechend einem φ-Wert von 100 % mit einer konstanten rel. Luftfeuchte von 70 % zu trocknen (MOLL 1930, S. 77). Über Fasersättigung verlief die Feuchteabgabe pro Zeiteinheit konstant. Unterhalb von u = 26 % beschrieb die in Abb. 2.1 b) dargestellte Funktion den allgemeinen Verlauf der Holztrocknung über eine gleichmäßig eingeteilte x-Achse. Um hieraus die Trocknungszeit ableiten zu können, waren die x-Werte mit entsprechenden Faktoren für Holzart, Rohdichte und Brettdicke zu multiplizieren. Nach dieser Kurve dauerte die Trocknung von 25 mm dicker Kiefer von u_A = 23 % auf u_E = 5 % 83 h (1 x-Achsenabschnitt = 10 h). Die im Verlauf der Trocknung sich verschärfenden Bedingungen führten in der Anfangsphase zu einer langsameren Trocknung und geringeren Rissgefahr. Durch kontinuierliche Absenkung der rel. Luftfeuchte im weiteren Trocknungsverlauf beschleunigte sich die Feuchteabgabe jedoch am Ende gegenüber der Konstant-Trocknung.

WIESER (1931) wendete überhitzten Dampf bis 180 °C zur Trocknung von Fichte und Buche an. Nach seinen Ergebnissen konnte bei Temperaturen bis 130 °C im Labormaßstab rissfrei getrocknet werden, ohne dass sich die Qualität und Festigkeitseigenschaften verschlechterten. KOLLMANN (1932 b) untersuchte in seiner Dissertation die Abhängigkeit der Trocknungsge-

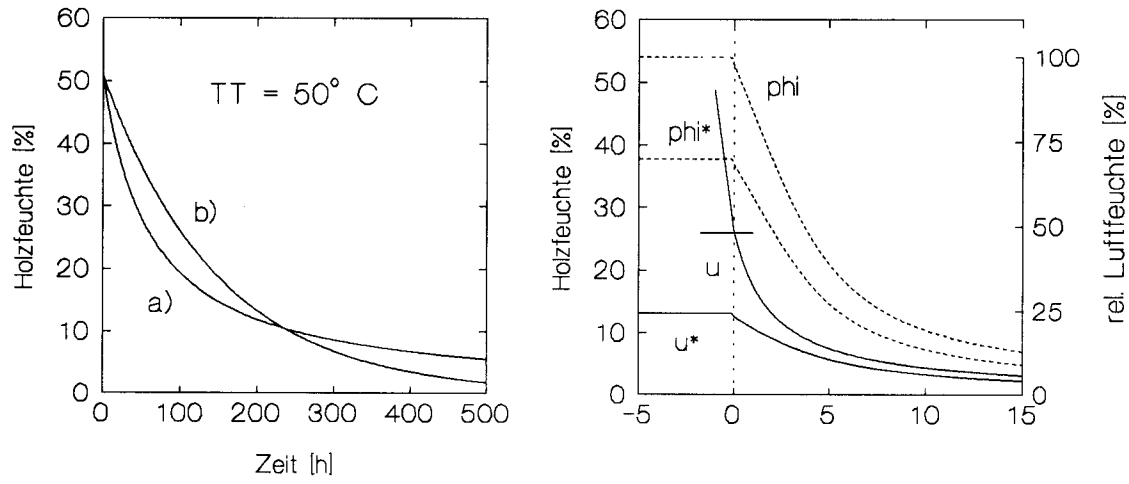


Abb. 2.1 Mittlere Holzfeuchte nach MOLL (1930)
Fichte 2 inch, u_A = 51 %, TT = 50 °C

a) Hyperbelfunktion bei konstanter rel. Luftfeuchte (φ = 35 %, u_{gl} = 8 %)
b) Exponentialfunktion bei sich verschärfenden Bedingungen

Verschärfung der Trocknungsbed. in Abhängigkeit der Ø Holzfeuchte u

phi = rel. Luftfeuchte bei u
phi* = einzustellende rel. Luftfeuchte (0.7 • phi)
u* = Holz-Ausgleichsfeuchte

schwindigkeit des Holzes vom Raumgewicht und der Struktur und entwickelte Korrekturfaktoren, mit denen die Trocknungszeit bei unterschiedlichen Voraussetzungen berechnet werden konnte (vgl. Kap. 3.1). Der Verlauf der Feuchtigkeit innerhalb des Holzes während der Trocknung war Gegenstand der Arbeit von SONNENLEITHNER (1932). Die im Trocknungsverlauf experimentell ermittelten Feuchteverteilungen in den Brettern von Fichte und Buche konnten durch Parabeln (2. Ordnung für Feuchteverteilungen am Ende der Trocknung, 3. und 4. Ordnung am Anfang der Trocknung) mit guter Genauigkeit berechnet werden. Die mittlere Entfeuchtungskurve über Fasersättigung entsprach einer Exponentialfunktion. Unter Fasersättigung konnte die Kurve durch eine Hyperbel beschrieben werden. LUDWIG (1933) untersuchte verschiedene Einflussgrößen, u. a. auch die Temperatur auf die künstliche Holztrocknung. Er begann in seiner Arbeit mit einer allgemeinen Beschreibung der Einflussgrößen auf den Diffusionskoeffizienten, da die zu starke Abtrocknung der Holzoberfläche und die daraus resultierende Schwindung zum Verschalen bzw. Reißen und Verwerfen der Bretter führte. Die Trocknungsführung musste daher den eingeschränkten Feuchtetransport aus dem Brettinneren berücksichtigen, um einen zu steilen Feuchtegradienten zu vermeiden. Bei der Aufstellung von Trocknungsplänen waren die Sorptions-, Festigkeits- und Schwindungseigenschaften des Holzes zu berücksichtigen. In gleicher Weise suchte RAMSPECK (1934) den kürzesten Trocknungsvorgang zur Erzielung rissfreier Trocknungen. Ausgehend von der großen wirtschaftlichen Bedeutung der Holztrocknung für eine effiziente Rohstoffversorgung [1]war die Trocknung bei „höchst-zulässigen Temperaturen" (im Mittel zwischen 60 °C und 80 °C) so zu führen, dass die Feuchte der Oberflächenschichten nicht einen Wert erreichte, bei dem die zulässige Dehnung überschritten wurde. Für die theoretische Berechnung der maximalen Feuchtedifferenz zwischen mittlerer Holzfeuchte und der Feuchte in den Randschichten waren Angaben über den Diffusionskoeffizienten in radialer Richtung sowie die Zugdehnung und differentielle Quellung in tangentialer Richtung nötig. Mit diesen Angaben ließ sich das Trocknungsverhalten von tangential orientierten Brettern, sogenannten Seitenbrettern, abschätzen, die ein höheres Gefährdungspotential als Radialbretter besaßen. Die Angaben zur Quellung von Holz konnten der Literatur entnommen werden (z.B. MÖRATH, 1932). Die maximale Zugbruchdehnung in tangentialer Richtung sowie die Diffusionskoeffizienten wurden für unterschiedliche Holzfeuchten experimentell ermittelt. Als praktische Regel für die Trocknung ergab sich, dass bei Holzfeuchten über Fasersättigung mit möglichst hoher rel. Luftfeuchte zu trocknen war. Unterhalb Fasersättigung konnte der Trocknungsprozess entsprechend den theoretischen Trocknungskurven verschärft werden. Diese Untersuchungen boten nach eigenen Angaben somit einen „ersten Anhalt für die bei der Trocknung einzustellenden Luftbedingungen in Abhängigkeit von der Zeit bei verschiedenen Luftgeschwindigkeiten, Holzarten und Brettabmessungen."

Neben den Fragen der Trocknung wurden in den 30-iger Jahren auch umfangreiche Untersuchungen über die Auswirkung der technischen Trocknung auf die Holzeigenschaften (Festigkeitseigenschaften, Sorptionsverhalten, Schwindung und Quellung) unternommen (GRAF, EGNER, 1934). Die Vorträge der Sommersitzung mit dem Thema "Holztrocknung" des Fachausschusses für Holzfragen beim VDI im Jahr 1940 beschäftigten sich mit Fragen zum Spannungsabbau durch Sprühen, zur Verbesserung der Strömungsbedingungen, zur Wärmewirtschaft und zum Stand der Entwicklungen von Messgeräten zur Holzfeuchtebestimmung. Im gleichen Jahr erschien die Dissertation von SCHAUSS (1940) als Veröffentlichung in *Holz als Roh- und Werkstoff* mit den Co-Autoren VOIGT und KRISCHER. Im ersten Teil wurden die physikalischen Gesetzmäßigkeiten der Feuchtebewegung bei der Verdunstungstrocknung von Holz aus theoretischen Überlegungen und praktischen Versuchen hergeleitet. Es sollte der Versuch unter-

[1] Nach seinen Schätzungen wurden ca. 24 Mill. m^3, 40 % des jährlichen Rohholzbedarfs in Deutschland, getrocknet, wobei ein Wertverlust von 15 % - 20 % durch Verschalen, Risse, Verfärbungen und andere Fehler entstand.

nommen werden, die von KRISCHER (1938 a, 1940) beschriebenen allgemeinen Grundsätze der Wärme-, Flüssigkeits- und Dampfbewegung beim Trocknungsprozess auf die Vorgänge bei der Holztrocknung zu übertragen. Nur mit einem physikalischen Modell wäre im Vergleich zu empirischen Formeln der Trocknungsablauf bei den verschiedensten Einflüssen zuverlässig im Voraus zu berechnen. Nach Meinung von SCHAUSS (1940) wurde „das Diffusionsgesetz in den vorangegangenen Arbeiten nicht in richtiger Weise angewandt." Eigene Diffusions- und Trocknungsversuche sollten auch dazu dienen, die z.T. erheblichen Widersprüche in den Ergebnissen der verschiedenen Autoren (EGNER (1934), MARTLEY (1926), LUDWIG (1936), NARAYANAMURTI (1936), SCHLÜTTER, FESSEL (1939)) zu klären. Auf die den Feuchtetransport bestimmenden Größen der Arbeit von SCHAUSS (1940) wird in Kap. 5.7 über den Diffusionskoeffizienten näher eingegangen. Nach seinen Überlegungen bewegt sich das Wasser einerseits durch kapillare Leitung im Holz als Folge eines Feuchtegefälles. Als Proportionalitätsfaktor wurde eine *Feuchtigkeitsleitzahl* definiert. Zum anderen erfolgt der Feuchtetransport durch Dampfdiffusion in den Poren aufgrund eines Dampfdruckgefälles. Zur Beschreibung der Feuchteänderung in Buchenholz waren somit Angaben zur *Feuchteleitzahl* und zur *Diffusionswiderstandszahl* nötig. KRISCHER veröffentlichte 1942 eine grundlegende Arbeit über den Wärme- und Stoffaustausch in porigen hygroskopischen Gütern. Im theoretischen Teil leitete er die Differentialgleichungen her, die er durch Vereinfachungen einer allgemeinen Lösung zuführte. Beispielhaft berechnete er die Feuchteverteilung von Buchenholz bei unterschiedlichen äußeren Bedingungen mit der von SCHAUSS (1940) ermittelten *Diffusionwiderstandszahl* und *Feuchtigkeitsleitzahl.* Eine verkürzte Darstellung dieser Ergebnisse ist auch in KRISCHER, KAST (1978, S. 463 ff.) wiedergegeben. Es zeigte sich, dass man durch verschiedene Kombinationen der Trocknungsbedingungen die Feuchteverteilung gezielt beeinflussen konnte. Als Fazit dieser Arbeit folgte, dass „mit Kenntnis der physikalischen Grundwerte der Ablauf des Trocknungsvorgangs von grob- und feinporigen Gütern im voraus angegeben werden kann." Die schwierigen Berechnungen und die fehlenden Werte über Feuchtigkeitsleitzahl und Diffusionswiderstandsfaktor für andere Holzarten behinderten eine weitere Anwendung dieser Berechnungsmethode zur Beschreibung des Trocknungsverhaltens.

Nach Überlegungen von STAMM (1946) ließ sich der Feuchtetransport in Nadelholz mit dem inneren Aufbau des Holzes und der Zellwand (Kapillarstruktur) erklären. In Analogie zum elektrischen Stromkreis wurden aus den anatomischen Abmessungen „Widerstände" berechnet, die einer Feuchteleitung durch das Porensystem der Zellwände, Tüpfel und Zellenlumina, parallel und in Reihe geschaltet, entgegenstehen (vgl. Kollmann, 1951, S. 457 ff). Hieraus konnten dann die Diffusionskoeffizienten in Abhängigkeit der Holzfeuchte und der Rohdichte berechnet werden, die gut mit den experimentellen Ergebnissen übereinstimmten. KRÖLL (1951) nahm in seiner Arbeit über „die Bewegung der Feuchtigkeit in Nadelholz während der Trocknung bei Temperaturen um 100 °C" an, dass die gute Übereinstimmung als zufällig anzusehen war, da zum einen die verwendeten Berechnungsgrößen nur ungefähr bekannt waren und zum anderen ihm die Hypothese der Wasserbewegung in der Zellwand nicht plausibel erschien. Danach bewegte sich das freie Wasser zwischen dem an der Zellwand gebundenen Wasser aufgrund eines Konzentrationsunterschiedes des freien Wassers im gebundenen. Auch musste erwartet werden, dass der Feuchtetransport besonders in den Zellwandhohlräumen mit geringem Durchmesser nicht als Dampfdiffusion sondern als KNUDSENsche Molekularbewegung stattfand. Nach seinen Überlegungen war der Feuchtetransport in der Nähe des Fasersättigungspunktes von den Zellwandkapillaren und ihrer Wasserdurchlässigkeit bestimmt. Bei niedrigen Feuchtegehalten bestimmten die Tüpfelmembranporen den Dampftransport. Eine genaue Berechnung der Feuchteleitung war nicht möglich, da die als Dampf und als flüssiges Wasser transportierten Feuchtemengen aus den vorliegenden Angaben zur Holz- bzw. Kapillarstruktur nur geschätzt werden konnten.

Diese kurze Zusammenfassung zeigt, dass schon sehr früh die wesentlichen Aspekte der Holztrocknung bekannt waren. Die Fortschritte in der Theorie der Trocknung wurden begleitet durch Weiterentwicklungen in der Trocknungstechnik, dem Anlagenbau und der Steuer- und Messtechnik. Die Trocknungsfahrpläne wurden durch praktische Versuche für die verschiedenen Holzarten, Holzdicken und Qualitätsanforderungen verbessert, wobei grundsätzlich zu Beginn mit niedrigen Temperaturen und hohen rel. Luftfeuchten begonnen und im weiteren Trocknungsverlauf die Bedingungen bei ausreichenden Luftgeschwindigkeiten verschärft wurden. Die Trocknungspläne bestanden meistens aus Angaben zu Trocken- und Feuchttemperatur eines Psychrometers, wobei der Wassergehalt der Luft z.T. auch als rel. Luftfeuchte angegeben wurde. Zusätzlich fand auch das Trocknungsgefälle (Verhältnis der aktuellen mittleren Holzfeuchte zur Holz-Ausgleichsfeuchte in der Kammer) als Führungsgröße für den Trocknungsprozess Anwendung (KEYLWERTH, 1950).

Heute gibt es für viele Holzarten Trocknungspläne, die eine fehlerfreie Trocknung erlauben (z.B. BOONE et al. 1988, vgl. Kap. 6). Es wird jedoch immer darauf hingewiesen, dass diese Angaben auf Erfahrungen beruhen und unverbindliche Richtwerte darstellen, die der individuellen Situation von Trockenkammer, Holz und Qualitätsanspruch anzupassen sind. Ein exaktes mathematisches Modell, mit dem z.B. auch für bisher nicht genutzte Holzarten, das Trocknungsverhalten lediglich aus den physikalischen Holzeigenschaften abgeleitet werden kann, ist nach wie vor aktuelles Forschungsziel. Besonders die Entwicklung und Verbreitung der Computertechnik bewirkte, dass die Zahl der theoretischen Arbeiten zur Trocknung allgemein und von Holz wieder zunahm, da mit numerischen Verfahren die Lösung von Differentialgleichungen nun leicht durchzuführen ist. In diesem Zusammenhang sind die oben zitierten Arbeiten besonders zu würdigen, da sie ohne die heute üblichen technischen Hilfsmittel auskommen mussten. Trotz der

IUFRO Conferences in Wood Drying

1st	1987	*Skelleftea (Sweden) September 28 - October. 2* (Mo-Fr: 5 days) Stress development and degrade during wood drying
2nd	1989	*Seattle, Washington (USA) July 23. - 28.* (So-Fr: 6 days) Upgrading wood quality through drying technology
3rd	1992	*Vienna (Austria) August 18. - 21.* (Th-Fr: 4 days) Understanding the wood drying process: A synthese of theory and practice
4th	1994	*Rotorua (New Zealand) August 9. - 13.* (Tu-Sa: 5 days) Improving wood drying technology
5th	1996	*Quebec City (Canada) August 13. - 17.* (Tu-Sa: 5 days) Quality wood drying through process modelling and novel technologies
6th	1999	*Stellenbosch (South Africa) January 25. - 28.* (Mo-Th: 4 days) Wood drying research and technology for sustainable forestry beyond 2000
7th	2001	*Tsukuba (Japan) July 9. - 13.* (Mo-Fr: 5 days) Moisture control in environment-friendly housing and wood drying technology in new century

einfachen Berechnungen bleibt damals wie heute die Frage, ob ein zugrunde gelegtes Modell und seine Eingangsgrößen zur Beschreibung der tatsächlichen Trocknungsvorgänge im Holz ausreicht. Um den internationalen Austausch von Erkenntnissen zur Theorie und Praxis der Holztrocknung zu fördern, werden seit 1987 von der IUFRO (*International Union of Forestry Research Organisation*) Seminare durchgeführt, die u.a. auch den aktuellen Stand zur Modellierung der Schnittholztrocknung widerspiegeln.

Besonders erwähnenswert ist die Veröffentlichung von KAMKE und VANEK, die 1992 in Wien die Planung für einen Vergleich unterschiedlicher Trocknungsmodelle vorstellten und 1994 in Roturoua, New Zealand, die Ergebnisse präsentierten. Den Teilnehmern wurden die experimentellen Trocknungbedingungen (Trocken- und Feuchttemperatur, Luftgeschwindigkeit 6 m/s, Stapelleistendicke 25 mm) in Abhängigkeit der Zeit sowie Eigenschaften des Holzes *Picea abies* (Rohdichte, Anfangsfeuchte, Abmessungen H, B, L 50 x 20 x 4 cm, Jahrringlage) mitgeteilt. Zum einen wurde eine Konstanttrocknung, zum anderen ein Stufenplan mit sich verschärfenden Bedingungen gefahren. Die Ergebnisse der verschiedenen Trocknungsmodelle wichen z.T. erheblich voneinander ab und gaben den experimentell ermittelten Trocknungsverlauf nur annähernd wieder. KAMKE, VANEK (1994) vermuteten, dass die Vereinfachungen der Modelle, die unterschiedlichen Ansätze zur Beschreibung des Wärme- und Stoffaustausches sowie die Wahl der Transport- und Übergangskoeffizienten die Unterschiede untereinander und im Vergleich mit den Experimenten bewirkten. Sehr wohl boten alle mathematischen Modelle die Möglichkeit, nachträglich die Simulationsergebnisse den Versuchswerten anzupassen. Eine Vorhersage über den Verlauf der Trocknung von Holz, die Berechnung der mittleren Entfeuchungskurve bei veränderten Trocknungsbedingungen, erlaubten sie jedoch noch nicht.

Die vorgestellten Modelle liefern somit auch keine exakte Feuchteverteilung, die jedoch die Voraussetzung für die Berechnung der Trocknungsspannungen ist. Weichen die tatsächlichen und theoretisch berechneten Feuchteverteilungen im Holzquerschnitt voneinander ab, so führen auch die Spannungsberechnungen – eine richtige Beschreibung der elastischen, viskoelastischen und rheologischen Eigenschaften quer zur Faser in Abhängigkeit der Holzfeuchte und Temperatur vorausgesetzt – nur zu einer qualitativen Aussage über das Trocknungsrisiko.

Bei den theoretischen Arbeiten zur allgemeinen Trocknung kapillarer, poröser und hygroskopischer Stoffe konnte ebenfalls die Anwendbarkeit von Rechenmodellen grundsätzlich bestätigt werden. Beispielhaft seien hier die Arbeiten von MAHLER (1958), PETERS (1969), MEIER (1968), SOMMER (1971), JOKUSCH (1975), SCHADLER (1983), SEERIG (1993), DIETL (1995) angeführt. Weiterführende Arbeiten sind aber auch hier nötig, um die Modelle zu verbessern und die verwendeten Größen, z. B. Bindungsenthalpie, Dampfteildruck in Abhängigkeit der Temperatur und Feuchte, Diffusions-, Flüssigkeits-, Wärmeleitkoeffizient, Umwegefaktoren für das als Gas oder Flüssigkeit transportierte Wasser (Modell der Porenstruktur), als allgemein gültige Gleichungen zu formulieren und auf experimentell zu bestimmende Modellparameter und empirische Koeffizienten, die noch in allen Modellen zu finden sind, zu verzichten. Auf die Arbeit von DIETL (1995) wird in Kap. 5.7 noch näher eingegangen, da er u.a. das Trocknungsverhalten von Fichtenbrettern untersuchte und für den Stofftransport auf die allgemeinen Überlegungen von KRISCHER (1942) zurückgriff.

3. Trocknungszeit-Modelle

Einen ersten Versuch, das Trocknungsverhalten von Holz mathematisch zu beschreiben, unternahm TUTTLE (1925). Hierfür unterstellte er, dass der Trocknungsvorgang mit dem Diffusionsgesetz (2. Ficksches Gesetz zum instationären Stofftransport) analog zur FOURIERschen Gleichung der instationären Wärmeleitung beschrieben werden kann (Gl. 3.1). Vereinfachend wurde ein eindimensionaler Stofftransport über die Brettflächen angenommen. Es findet somit keine Trocknung über die Brettkanten und die Hirnenden statt. Nach RIEMANN, WEBER (1912, S. 110-111) kann die partielle Differentialgleichung bei konstantem Diffusionskoeffizienten für bestimmte Anfangs- und Randwerte durch eine FOURIER-Reihe gelöst werden (Gl. 3.2), wobei als Periodenlänge der Wert (2π) gilt. Ist die Funktion punktsymmetrisch zum Nullpunkt (Nullpunkt = Brettoberfläche), so entfallen die Cosinus-Glieder. Wählt man als Nullpunkt die Brettmitte (Funktion spiegelsymmetrisch zur y-Achse), so werden die Sinus-Glieder gleich Null. Um zu einer Periodenlänge von 2d (d = Brettdicke) zu kommen und somit unterschiedlichen Brettdicken Rechnung zu tragen, erweitert man die Variable x in Gl. 3.2 mit dem Quotienten (π/d), so dass die Feuchteverteilung im Brettquerschnitt zum Zeitpunkt t [s] im Abstand von der Brettoberfläche x [m] durch die Gleichung 3.3 zu berechnen ist. Die Koeffizienten b_n sind so zu bestimmen, dass die Anfangsbedingungen erfüllt werden. Da von einer gleichmäßigen Anfangsfeuchte im Brettquerschnitt ausgegangen wird, die im Bereich 2d einer Rechteckfunktion entsprechen soll, ergibt sich für b_n der in Gl. 3.4 angegebene Ausdruck für n = 1, 3, 5 .. (nur ungerade Zahlen). Für $n \in N$ (gerade und ungerade ganze Zahlen) erhält man eine Sägezahnfunktion. Integriert man die Gl. 3.5 über die halbe Brettdicke und dividiert das Ergebnis durch d/2, so erhält man die mittlere Holzfeuchte in Abhängigkeit der Zeit (Gl. 3.6) (s. a. KRÖLL 1951, WINTERGERST 1957, KNEULE 1975, S. 184), die nur vom Diffusionskoeffizienten und der Brettdicke beeinflusst wird.

Bei dieser Herleitung wird von einer Oberflächenfeuchte u(t,0) = 0 % ausgegangen. Weicht die Holz-Ausgleichsfeuchte bei den Versuchen hiervon ab, so können die Gleichungen 3.5 und Gl. 3.6 um die Angabe von u_{gl} erweitert werden. Anschaulich entspricht dieses Vorgehen einer Verschiebung der x-Achse. Der Verlauf der Kurve ist unabhängig von der Holzfeuchte, da der Diffusionskoeffizient als konstant angenommen wird (vgl. Gl. 3.8 und Gl. 3.9).

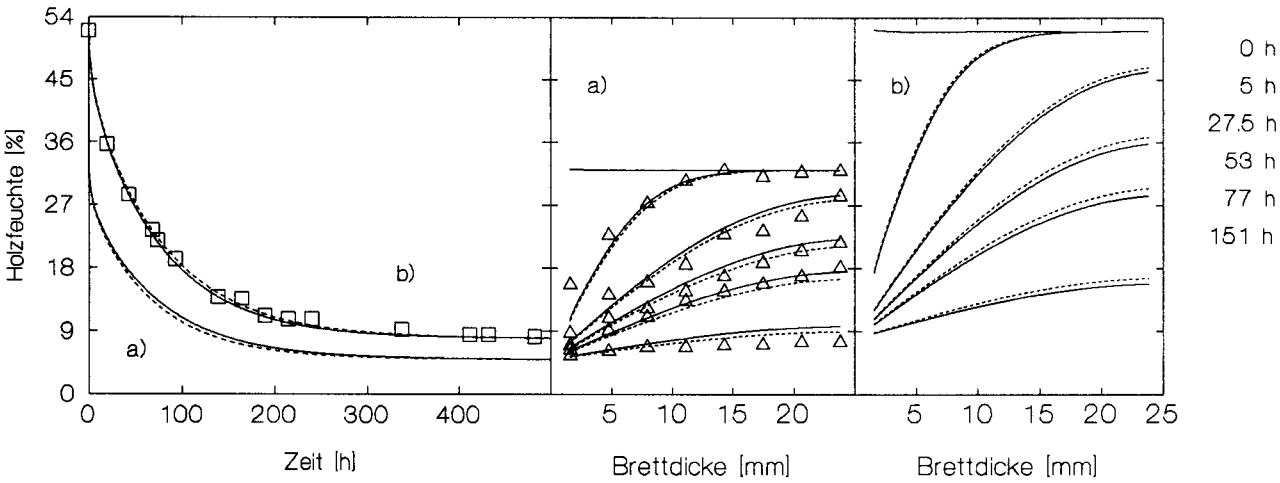


Abb. 3.1 Mittlere Holzfeuchte in Abhängigkeit der Zeit und Feuchteverteilung in Brettquerschnitt von *Sitka spruce* (Dicke = 50.8 mm, ϑ = 71.1 °C) nach TUTTLE (1925)
a) u_A = 32 %, φ = 30 % rel. Luftfeuchte b) u_A = 51 %, φ = 75 % rel. Luftfeuchte

Abb. 3.1 zeigt den Trocknungsverlauf von 2 inch starker *Sitka spruce* bei 160 °F (71.1 °C). Als konstante Trocknungsbedingung wurde eine rel. Luftfeuchte von 30 % bzw. 75 % eingestellt, die einer Holz-Ausgleichsfeuchte von 5 % bzw. 8 % entsprach. Die experimentellen Werte sind durch die Symbole gekennzeichnet. Die durchgezogenen Linien wurden mit dem von TUTTLE (1925) angegebenen Diffusionskoeffizienten von 0.0053 [inch^2/h] = 0.949819•10^{-9} [m^2/s] berechnet. Eine leichte Verbesserung der insgesamt sehr guten Übereinstimmung zwischen Experiment und Berechnung ergibt sich, wenn man für den Versuch bei 71.1 °C / 30 % rel. Luft-

Übersicht 3.1 Herleitung der Formeln zur Berechnung der Feuchteverteilung im Brettquerschnitt und der mittleren Holzfeuchte bei der Trocknung von Holz durch Lösen der Diffusionsgleichung mit einer FOURIER-Reihe

2. Fickssches Gesetz (instationäre eindimensionale Diffusion in x-Richtung)

$$\frac{\partial u}{\partial t} = D \frac{\partial^2 u}{\partial x^2} \qquad (3.1)$$

Darstellung der partiellen Differentialgleichung mit einer Fourier-Reihe für D = konst.:

Anfangs- und Randbedingungen:

$u(t,x=0) = 0$
$u(t,x=d) = 0$

Holz-Ausgleichsfeuchte während der Trocknung $u_{gl} = 0$

$u(t=\infty, x=0..d) = 0$
$u(t=0, x=0..d) = u_A$

gleichmäßige Anfangsfeuchteverteilung über dem Brettquerschnitt

$$u(t,x) = \sum_{n=1}^{\infty} \left(e^{-Dt\left(\frac{n\pi}{d}\right)^2} \; a_n \cos(n x) \;\; b_n \sin(n x) \right) \qquad \text{Periode: } 2\pi \qquad (3.2)$$

für t = 0: $e^0 = 1$

Funktion punktsymetrisch zum Nullpunkt: $a_n = 0$ für alle n

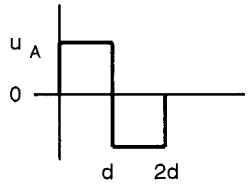
$$x = \frac{\pi x}{d}$$

$$u(t,x) = \sum_{n=1}^{\infty} \left(e^{-Dt\left(\frac{n\pi}{d}\right)^2} \; b_n \sin\left[\frac{n\pi x}{d}\right] \right) \qquad \text{Periode: } 2d \qquad (3.3)$$

t = 0 : konstante Anfangsfeuchteverteilung über dem Brettquerschnitt

$$u(0,x) = \sum_{n=1}^{\infty} b_n \sin\left[\frac{n\pi x}{d}\right] \qquad (3.4)$$

$$b_n = u_A \frac{4}{\pi n} \qquad \text{für } n = 1, 3, 5, ..$$



$$u(t,x) = u_A \frac{4}{\pi} \sum_{n=1,3,5}^{\infty} \left(e^{-Dt\left(\frac{n\pi}{d}\right)^2} \frac{1}{n} \sin\left[\frac{n\pi x}{d}\right] \right) \qquad (3.5)$$

$$= u_A \frac{4}{\pi} \left[e^{-Dt\left(\frac{\pi}{d}\right)^2} \sin\left[\frac{\pi x}{d}\right] + e^{-Dt\left(\frac{3\pi}{d}\right)^2} \frac{1}{3} \sin\left[\frac{3\pi x}{d}\right] + \ldots \right]$$

Fortsetzung Übersicht 3.1

$$\bar{u}(t) = \frac{\int_{x=0}^{d/2} u(t,x)\,dx}{d/2} = u_A \frac{8}{\pi^2} \sum_{n=1,3,5}^{\infty} \left(\frac{1}{n^2} e^{-Dt\left(\frac{n\pi}{d}\right)^2} \right) \qquad 3.6$$

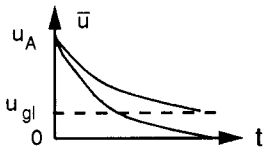
$$= u_A \frac{8}{\pi^2} \left[e^{-Dt\left(\frac{\pi}{d}\right)^2} + \frac{1}{9} e^{-Dt\left(\frac{3\pi}{d}\right)^2} + \frac{1}{25} e^{-Dt\left(\frac{5\pi}{d}\right)^2} + \ldots \right]$$

$\left| \frac{8}{\pi^2} \approx 1 \right.$; $\alpha = D\left(\frac{\pi}{d}\right)^2$; Abbruch nach dem ersten Glied

$$\bar{u}(t) = u_A e^{-\alpha t} \Leftrightarrow t = \frac{1}{\alpha} \ln(u_A) - \ln(\bar{u}(t)) \qquad 3.7$$

$$u(t,x) = \left[(u_A - u_{gl}) \frac{4}{\pi} \sum_{n=1,3,5}^{\infty} \left(e^{-Dt\left(\frac{n\pi}{d}\right)^2} \frac{1}{n} \sin\left(\frac{n\pi x}{d}\right) \right) \right] + u_{gl} \qquad 3.8$$

$$\bar{u}(t) = \left[(u_A - u_{gl}) \frac{8}{\pi^2} \sum_{n=1,3,5}^{\infty} \left(\frac{1}{n^2} e^{-Dt\left(\frac{n\pi}{d}\right)^2} \right) \right] + u_{gl} \qquad 3.9$$



mit u Holzfeuchte [%]
Index A : Anfangsfeuchte
gl : Holz-Ausgleichsfeuchte
t Zeit [s]
x Abstand zur Brettoberfläche [m]
d Brettdicke [m]
D Diffusionskoeffizient [m^2/s]
α Trocknungsbeiwert [1/s]

feuchte einen Diffusionskoeffizienten von $D_{30} = 1.0359 \cdot 10^{-9}$ [m^2/s] bzw. $D_{75} = 0.9027 \cdot 10^{-9}$ [m^2/s] im zweiten Versuch bei 71.1 °C/ 75 % rel. Luftfeuchte einsetzt (gestrichelte Linie), die durch iteratives Probieren gefunden wurden.

Für lange Trocknungszeiten reicht in der Regel die Berechnung des ersten Gliedes von Gleichung 3.6. Vereinfacht man die Gleichung noch weiter, indem man den Ausdruck $D \cdot (\pi/d)^2$ durch die Variable α und $8/\pi^2$ durch 1 ersetzt, ergibt sich die Berechnungsvorschrift in Gleichung 3.7, die KOLLMANN (1936 a) als praktische Gleichung für die Trocknungsdauer vorschlägt. Löst man Gl. 3.7 nach t auf, so erhält man den in Gl. 3.10.1 angegebenen Ausdruck. Damit ist die Trocknungszeit durch die Anfangs- und Endfeuchte sowie dem Kehrwert des Trocknungsbeiwerts α bestimmt. Nach Auswertung verschiedener Trocknungen beträgt er für Nadelholz von 25 mm Dicke $\alpha_{NH} = 0.0477$ [1/h] bei einer mittleren Rohdichte von ca. $r_0 = 0.45$ g/cm³. Für Laubholz gleicher Brettdicke gibt KOLLANN (1936 a) einen Wert von $\alpha_{LH} = 0.0266$ [1/h] an ($r_0 = 0.65$ g/cm³). Als mittlere Trocknungstemperatur wird 65 °C angenommen. Aus diesen Angaben entwirft KOLLMANN (1936 a) Schaubilder, aus denen die Trockenzeit von zölligem Nadel- bzw. Laubholz bei Temperaturen von 65 °C für unterschiedliche Anfangs- und Endfeuchte abgelesen werden kann und die im Prinzip der Abb. 3.2 b entsprechen. In gleicher Weise kann die benötigte Trocknungszeit auch aus einer allgemeinen Entfeuch-

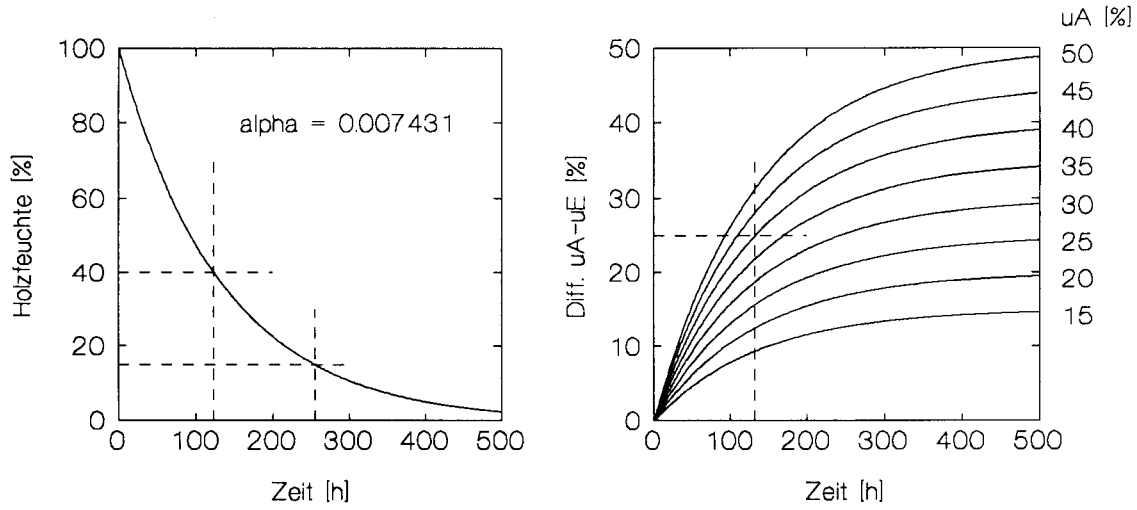


Abb. 3.2 Trocknungszeit in Abhängigkeit der Anfangs- und Endfeuchte (Feuchtedifferenz) nach Gl. 3.10.1 mit α = 0.007431 (vgl. KOLLMANN, 1932)

a) Durchschnittsfeuchte in Abhängigkeit der Trockenzeit

b) Trocknungszeiten für verschiedene Anfangs- und Endfeuchten

tungskurve (in diesem Fall: t = 0 , u = 100 %) abgegriffen werden (Abb 3.2 a), indem die Differenz der Zeiten von Anfangs- und Endfeuchte gebildet wird. Die Abbildung 3.2 beruht auf einem α-Wert von 0.007431 [1/h], der sich aus den von KOLLMANN (1932 b, S. 50) gemachten Angaben zur Trocknung von 25 mm Eiche (r_0 = 0.65 g/cm^3) bei *natürlichem Zug* ergab. Aus der allgemeinen Entfeuchtungskurve ergibt sich für u = 40 % die Zeit 123.3 h und für u = 15 % t = 255,3 h. Für die Entfeuchtung von 25 mm Eichenholz um 25 % Holzfeuchte bei 65 °C von u_A = 40 % auf u_E = 15 % ist bei *natürlichem Zug* ohne Lüfter eine Mindestzeit von 132 h anzusetzen (Abb. 3.2 b). Bei der damals üblichen Praxis, nur 12 Stunden am Tag zu trocknen, ergab sich somit eine Trocknungszeit von 11 Tagen. Neben der Anwendung der Diagramme bot der Sonderrechenstab SR 727 (Entwurf SCHWERDT zit. in KOLLMANN, 1936 b), dem die Gl. 3.10.2 zugrunde lag, eine einfache Möglichkeit, die Trockenzeit von Weich- und Hartholz in Abhängigkeit der Anfangsfeuchte, Endfeuchte, Holzdicke und Temperatur zu bestimmen.

Gleichzeitig mit Einführung der einfachen Formel zur Berechnung der Trocknungszeit wurden Korrekturfaktoren eingeführt, die den Einfluss unterschiedlicher Betriebs- und Trocknungsbedingungen beschrieben. Neben der Korrektur für Brettdicke, Rohdichte und Temperatur konnte auch der Einfluss der Luftführung und Betriebszeit auf den Trocknungsverlauf berücksichtigt werden. Eine Aufstellung der in der Literatur angegebenen Korrekturfaktoren ist in Kap. 3.1 wiedergegeben. Als Näherungsformel, die neben der Anfangs- und Endfeuchte auch die Brettdicke und Temperatur beinhaltet, setzte sich Gl. 3.10.3 durch und wurde allgemeine Grundlage zur näherungsweisen Berechnung der Trocknungszeit. Mit ihr kann auf eine Unterscheidung zwischen den Trocknungsbeiwerten von Nadel- und Laubholz verzichtet werden. Dieser Einfluss wird nun durch den Rohdichtefaktor berücksichtigt. Auf Grundlage von Gl. 3.10.3 wurden z. B. von JANIK (1954) Übersichtstabellen zur Trocknungszeit für *Fichte*, *Kiefer*, *Buche* und *Eiche* errechnet, wobei die Gesamttrockenzeit folgende Faktoren berücksichtigt:

- reine Trocknungszeit (nach Gl. 3.10.3)
- Anwärmzeit (ca. 1 h pro cm Brettdicke: $t_{Aufheiz}$ = 0.095 * d + 0.147 [h] mit d in [mm])
- Ausgleichszeit am Ende der Trocknung (ca. 4- bis 6-fache der Anwärmzeit: $t_{Kond,NH}$ = 0.748 * d – 4.883 [h]; $t_{Kond,LH}$ = 0.754 * d + 7.971 [h] mit d in [mm])

Übersicht 3.2 Formeln zur Berechnung der Trocknungszeit mit verschiedenen Ansätzen

$$t = \frac{1}{\alpha_{NH,\,LH}} \left(\ln(u_A) - \ln(u(t)) \right) \quad \text{für } \vartheta = 65\ °C,\ d = 25\ mm$$

$$t = \frac{1}{\alpha_{NH,\,LH}} \left(\ln(u_A) - \ln(u(t)) \right) \left(\frac{d}{25} \right)^{1.5} \left(\frac{65}{\vartheta} \right)$$

mit $\alpha_{LH} = 0.0265$ ($r_0 = 0.65$ g/cm³) Trocknungsbeiwert für Laubholz, Nadelholz
$\alpha_{NH} = 0.0477$ ($r_0 = 0.45$ g/cm³)
[1/h]

3.10.1

3.10.2

$$t = \frac{1}{0.0265} \left(\ln(u_A) - \ln(u(t)) \right) \underbrace{\left(\frac{d}{25} \right)^{1.5} \left(\frac{65}{\vartheta} \right) \left(\frac{r_0}{0.65} \right)^{1.5}}_{\text{Korrekturfaktoren}} \quad [h]$$

Korrekturfaktoren: Brettdicke, Temperatur, Rohdichte

3.10.3

Kollmann (1936)

$$t = [\ln(u_A) - \ln(u(t))] \frac{R_0\, d^2}{w^{0.6} \left[\frac{\vartheta}{100} \right]^{3.4} 0.03 \sin\left(\frac{\pi}{2} \frac{r_0}{\gamma_{Zellw.}} \right)}$$

3.11.1

$$t = [\ln(u_A) - \ln(u(t) - u_{gl}) - \ln(1.23)] \frac{d^2}{\pi^2 FL^2} \quad [h]$$

$$FL^2 = \frac{6.4}{R_0} \sin\left(\frac{\pi}{2} \frac{r_0}{\gamma_{Zellw.}} \right) \vartheta^{3.4} w^{0.6} 10^{-10}$$

FL^2	Feuchtigkeits–leitzahl		[m²/h]
R_0	Rohdichte (u=0%)		[kg/m³]
γ_{Zellw}	Zellwand–dichte	=1.51	[g/cm³]
w	Luftge–schwindigkeit		[m/s]

3.11.2

Vorreiter (1958)

$$t = \frac{-d^{1.52}}{b_{SG}} \frac{b_{T1}}{b_{T2}} \ln\left(\frac{u(t) - u_{gl}}{u_A - u_{gl}} \right) \quad [days]$$

$$b_{SG} = k_1 + \frac{k_2}{SG}$$

	k_1	k_2
d [mm]	0.2642	3.3782
d [in]	0.0104	0.133

$$b_T = 0.0575 + 0.00142\, p_{DS}$$

$$p_{DS} = \exp\left(20.41 - \frac{5132}{T} \right)$$

SG	specific gravity	[–]
b_{SG}	Korrekturfaktor für SG	[mm/day] [in/day]
	Temperaturkoeffizienten	
b_{T1}	T1 = 120 °F (48.9 °C)	
b_{T2}	100 °F < T2 < 180 °F (37.7°C) (82.2 °C)	
T	abs. Temperatur	[K]
p_{DS}	Sättigungs–dampfdruck	[mm Hg]

3.12

Simpson, Tschernitz (1980)

mit

u	Holzfeuchte Index A, gl: Anfangs-, Ausgleichsfeuchte	[%]
u(t)	Holzfeuchte zur Zeit t	[%]
d	Brettdicke	[mm]
ϑ	Temperatur	[°C]
r_0	Rohdichte (u=0%)	[g/cm³]

- Kammerfaktor (sehr gute Kammer = 1.0, mittlere Kammer = 1.2, schlechte Kammer = 2.0)
- Verlängerungsfaktoren für Betriebszeiten pro Tag (24-stündiger Betrieb = 1.0, 16-stündig = 1.17, 8-stündig = 1.35)
- Schnittwarenfaktor (lange Bretter über 2 m: überwiegend Tangentialschnitt = 1.0, überwiegend Radialschnitt = 0.9, kurze Bohlen und Parkettstäbe = 0.75, Holzquader und Kanteln mit 10-20 % Hirnschnitt an der Gesamtfläche = 0.6).

In dem Betriebsblatt zur Kammertrocknung von KEYLWERTH, NOACK (1964) wurde mit Hilfe der Gl. 3.10.3 ein Nomogramm für die Ermittlung der Trocknungszeit für verschiedene Anfangsfeuchten, α-Werte, Brettdicken und Kammertemperaturen entwickelt. (s. a. KNEULE 1975, S. 185).

Die Formeln zur Trocknungszeit Gl. 3.11.1 und Gl. 3.11.2 von VORREITER (1958, S. 243) entsprechen prinzipiell der „KOLLMANN-Gleichung". Gl. 3.11.1 ist die nach der Zeit t aufgelöste Exponentialfunktion der mittleren Holzfeuchte und gestattet die Berechnung der Trocknungsdauer in Abhängigkeit der Rohdichte r_0, Anfangsfeuchte u_A, Endfeuchte u_E, Brettdicke d, Luftgeschwindigkeit w und Temperatur ϑ. Gl 3.11.2 ist um den Einfluss der Holz-Ausgleichsfeuchte erweitert und resultiert aus Gl. 3.9. Der Ausdruck ln(1.23) entspricht $\ln(\pi^2/8)$, der sich als konstanter Faktor in der FOURIER-Reihe ergab. Die Gl. 3.9 der mittleren Holzfeuchte wird ebenfalls nach dem ersten Glied abgebrochen und der Diffusionskoeffizient als Feuchtigkeitsleitzahl FL^2 [m^2/h] bezeichnet. Neben der Rohdichte werden auch die Luftgeschwindigkeit und die Trocknungstemperatur als Einflussgrößen auf die Trocknungszeit berücksichtigt. In der angegebenen Form gilt er für den Fall einer radialen Feuchtebewegung [1].

Ein weiterer Ansatz zur Berechnung der Trocknungsdauer stammt von TSCHERNITZ und SIMPSON (1977, 1979, 1980), der u.a. zur Gruppenbildung von Holzarten mit vergleichbaren Trocknungseigenschaften (SIMPSON, BAAH, 1989) und der Klassifizierung tropischer Holzarten (SIMPSON, SAGOE, 1991) verwendet wurde. Die Berechnungsvorschrift ist in Gl. 3.12 wiedergegeben. Dieser Ansatz beschreibt die Trocknung durch eine Exponentialfunktion, wobei das Produkt der Verhältnisse $(d^{1.52}/b_{SG})$ und (b_{T1}/b_{T2}) formal dem Kehrwert des Trocknungsbeiwertes $1/\alpha$ entspricht. Für die Berechnung des Temperatureinflusses wird als Hilfsfunktion der Sättigungsdampfdruck verwendet. Nach eigenen Angaben der Autoren ergibt die Gl. 3.12 i.d.R. kürzere Trocknungszeiten, als sie im Experiment gefunden werden. Ein Vergleich mit verschiedenen Versuchen zeigte eine Abweichung von + 9.3 % bis – 38,7 % in der Trocknungsdauer. Je nach Wahl der Einheit für die Brettdicke [inch bzw. mm] sind die angegebenen Faktoren k_1 und k_2 zu verwenden. Mit diesem Ansatz kann somit der Einfluss der Brettdicke, Holz-Ausgleichsfeuchte, Trocknungstemperatur und specific gravity auf die Trocknungsdauer berechnet werden. Es erfolgt keine Berücksichtigung der Luftgeschwindigkeit.

Die Übersicht 3.3 stellt nochmals die zur Beschreibung des Trocknungsverhaltens von Holz angewandten einfachen Modelle dar. Sie ist ergänzt um die allgemeine Hyperbelfunktion (Gl. 3.13), die von MOLL (1930, S. 16) zur Charakterisierung des Trocknungsverhaltens von Holz angewandt wurde. Aus Vereinfachungen der exakten Lösung der Diffusionsgleichung für den eindimensionalen Feuchtetransport und konstantem Diffusionskoeffizienten folgte eine Exponentialfunktion zur Beschreibung der mittleren Holzfeuchteentwicklung $\bar{u}(t)$, die von

[1] Für ein Holz mit der Rohdichte r_0 = 0.69 g/cm^3, Brettdicke d = 30 mm, Anfangsfeuchte u_A = 60 %, Endfeuchte u_E = 8 %, Trocknungstemperatur ϑ = 70 °C, Holz-Ausgleichsfeuchte u_{gl} = 5 %, Luftgeschwindigkeit w = 2 m/s ergibt sich nach Gl. 3.11.2 eine Trockenzeit von t = 146.6 h. Für r_0 = 0.49 g/cm^3, d = 50 mm, u_A = 80 %, u_E = 10 %, ϑ = 85 °C, u_{gl} = 6 %, w = 2.5 m/s wird t = 177 h.

KOLLMANN (Gl. 3.14), VORREITER (Gl. 3.15) und TSCHERNITZ, SIMPSON (Gl. 3.16) in unterschiedlicher Form zur Berechnung der Trockenzeit angewendet wurden. Für den Vergleich sind die verfahrenstechnischen und materialspezifischen Einflussgrößen einheitlich durch den Trockungsbeiwert α beschrieben. Löst man die Holzfeuchte-Funktionen $\bar{u}(t)$ nach t auf, so ergeben sich die ihnen gegenübergestellten Zeit-Funktionen, mit denen bei gegebener Anfangs-, Endfeuchte und Trocknungsbeiwert der jeweiligen Autoren die Trocknungszeit berechnet werden kann.

Abbildung 3.3 zeigt am Beispiel einer Konstant-Trocknung (r_0 = 0.65 g/cm³, d = 25 mm, u_A = 100 %, u_E = 5 %, ϑ = 65 °C, w = 2 m/s, u_{gl} = 20 %) den Verlauf der mittleren Holzfeuchte in Abhängigkeit der Zeit. Die kürzeste Trocknungszeit erreicht der Ansatz von KOLLMANN (Gl. 3.10.3) mit α = 0.0265. Annähernd gleiche Kurvenverläufe ergeben der Ansatz von VORREITER (Gl. 3.11.1) und der Ansatz von KOLLMANN (Gl. 3.10.3), wenn man für α = 0.0173 einsetzt. Dieser Wert ergibt sich, wenn man die Abhängigkeit zwischen α-Wert und Rohdichte der bei BRUNNER-HILDEBRAND (1987) tabellierten Werte zugrunde legt (logarithmische Regressions-

Übersicht 3.3: Empirische Berechnungsvorschriften zur Ermittlung der durchschnittlichen Holzfeuchte und der Trocknungszeit

	a) Holzfeuchte $\bar{u}(t)$ als Funktion der Zeit t	**b) Trocknungszeit** t als Funktion der Endfeuchte (Holzfeuchte zur Zeit t) $\bar{u}(t)$	
Hyperbel	$\bar{u}(t) = \frac{1}{\alpha t + b} \Leftrightarrow \bar{u}(t) = \frac{1}{\alpha t + \frac{1}{u_A}} \Leftrightarrow \bar{u}(t) = \frac{u_A}{\alpha t u_A + 1}$	$\Rightarrow t = -\frac{\bar{u}(t) - u_A}{\alpha \bar{u}(t) u_A}$	3.13
Exponentialfunktion	$\bar{u}(t) = e^{-\alpha t + b} \Leftrightarrow \bar{u}(t) = e^{-\alpha t} e^{b} \Leftrightarrow \bar{u}(t) = u_A e^{-\alpha t}$ $\Delta u = u_A - \bar{u}(t)$, $\bar{u}(t) = u_A - \Delta\bar{u}$ $\Rightarrow \Delta u = u_A - u_A e^{-\alpha t} \Leftrightarrow \Delta u = u_A(1 - e^{-\alpha t})$	$\Rightarrow t = \frac{1}{\alpha}\left(\ln(u_A) - \ln(\bar{u}(t))\right)$ $t = \frac{1}{\alpha}\ln\left(\frac{u_A}{\bar{u}(t)}\right) \Rightarrow \alpha = \frac{1}{t}\ln\left(\frac{u_A}{\bar{u}(t)}\right)$	3.14
	$\bar{u}(t) = \frac{u_A}{1.23} e^{-\alpha t} + u_{gl}$	$\Leftarrow t = \frac{1}{\alpha}\left(\ln(u_A) - \ln(\bar{u}(t) - u_{gl}) - \ln(1.23)\right)$	3.15
	$\bar{u}(t) = (u_A - u_{gl}) e^{-\alpha t} + u_{gl}$	$\Rightarrow t = \frac{1}{\alpha}\ln\left(\frac{\bar{u}(t) - u_{gl}}{u_A - u_{gl}}\right)$	3.16

mit u_A Anfangsfeuchte
u_{gl} Holz-Ausgleichsfeuchte
α Trocknungsbeiwert, mit dem verfahrenstechnische und materialspezifische Einflussgrößen auf die Holztrocknung beschrieben werden.

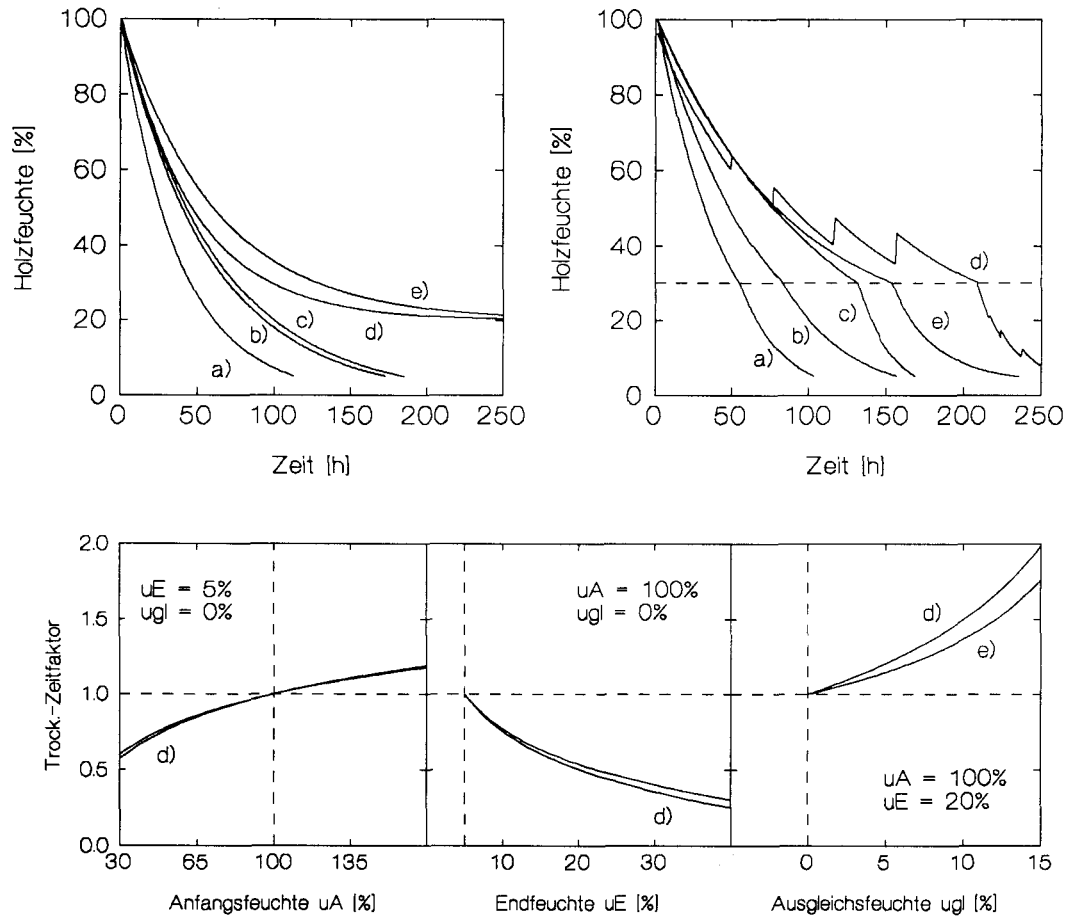


Abb. 3.3 Theoretische Holzfeuchteentwicklung in Abhängigkeit der Zeit nach verschiedenen Ansätzen

Konstant-Trocknung ϑ = 65 °C, u_{gl} = 20 %, w = 2 m/s

2-Stufen-Plan $u > u_{FS}$: ϑ = 55 °C, u_{gl} = 15 %; $u \leq u_{FS}$: ϑ = 90 °C, u_{gl} = 5 %, w = 2 m/s

Trocknungszeitfaktor in Abhängigkeit der Anfangs-, Endfeuchte, Holz-Ausgleichsfeuchte

a) KOLLMANN (Gl. 3.10.3) mit α-Wert = 0.0265
b) KOLLMANN (Gl. 3.10.3) mit α-Wert = 0.0173
c) VORREITER (Gl. 3.11.1) ohne u_{gl}
d) VORREITER (Gl. 3.11.2) mit u_{gl}
e) TSCHERNITZ, SIMPSON (Gl. 3.12)

funktion in Kap. 3.2). Die Ansätze von VORREITER (Gl. 3.11.2) und TSCHERNITZ, SIMPSON (Gl. 3.12), die die in diesem Fall absichtlich hoch gewählte rel. Luftfeuchte berücksichtigen, weichen erwartungsgemäß deutlich von den Kurven a) bis c) ab und erreichen nach ca. 250 Stunden annähernd die Holz-Ausgleichsfeuchte von 20 %. Wie aus der Herleitung der „KOLLMANN-Gleichung" ersichtlich, wird bei den Kurven a) bis c) eine Ausgleichsfeuchte von $u_{gl} = 0$ % unterstellt. Sie stellt somit die kürzeste zu erreichende Trocknungszeit dar, wenn ein ausreichend hoher Stoff- und Wärmeübergang an der Brettoberfläche gewährleistet ist, der Feuchtetransport im Holz den Trocknungsvorgang bestimmt und durch die Wahl des Trocknungsbeiwertes richtig beschrieben werden kann. Eine bessere Übereinstimmung der Ansätze mit und ohne u_{gl}-Wert wird dann erreicht, wenn Trocknungszeiten für niedrige relative Luftfeuchten und hohe Trocknungstemperaturen, also geringe Holz-Ausgleichsfeuchten, berechnet werden.

Bei einem Trocknungsplan mit 2 Stufen ($u > FS$: $\vartheta = 55$ °C, $u_{gl} = 15$ %; $u \leq FS$: $\vartheta = 90$ °C, $u_{gl} = 5$ %) ergeben sich die in Abb. 3.3 eingezeichneten Kurven. Wiederum ist nach Gl. 3.10.3 die vorhergesagte Trocknungszeit am kürzesten. Gegenüber der Konstant-Trocknung weichen die Ergebnisse nach VORREITER (Gl. 3.11.1) und KOLLMANN (Gl. 3.10.3) mit α-Wert = 0.0173 jetzt deutlich voneinander ab, was auf die unterschiedliche Berücksichtigung des Temperatureinflusses zurückzuführen ist. Der Ansatz von TSCHERNITZ, SIMPSON (Gl. 3.12) liegt beim 2-Stufenplan im Gegensatz zur Konstant-Trocknung unterhalb der Kurve von VORREITER (Gl. 3.11.2). Der sägezahnförmige Verlauf von Kurve d) ergibt sich aus der abschnittsweisen Berechnung bei u = 100, 60, 50, 40, 30, 25, 15, 10 und 5 %, wobei in jedem Abschnitt für t = 0 die Holzfeuchte nach $u(t) = u_A/1.23 + u_{gl}$ mit u_A = oberen Holzfeuchtewert der Stufe berechnet wird. Ein stetiger Kurvenverlauf ergibt sich nur, wenn für jede Holzfeuchtestufe eine Holz-Ausgleichsfeuchte $u_{gl} = 0.187 \cdot u_A$ eingestellt würde (s.o). In dem hier berechneten Fall wären die Holz-Ausgleichsfeuchten mit u_{gl} = 18.6, 11.2, 9.3, 7.4, 5.6, 4.6, 3.7, 2.8, 1.9, 0.9 % anzusetzen.

Der Einfluss der Anfangs- und Endfeuchte sowie der Holz-Ausgleichsfeuchte auf die Trocknungszeit bei ansonst konstanten Bedingungen ist ebenfalls in Abb. 3.3 wiedergegeben. Da die Berechnung mit einem u_{gl}-Wert von 0 % erfolgt, ergaben sich für Gl. 3.14 und Gl. 3.16 identische Kurvenverläufe. Die Formel nach VORREITER (Gl. 3.15) weicht hiervon leicht ab und ist mit d) gekennzeichnet.Der Einfluss der Ausgleichsfeuchte auf die Trocknungszeit wird von VORREITER (Gl. 3.11.2) höher als von TSCHERNITZ, SIMPSON (Gl. 3.12) eingeschätzt. Im Gegensatz zu einer Trocknung bei absolut trockener Luft (u_{gl} = 0 %) führt die Trocknung bei u_{gl} = 15 % nach VORREITER zu einer doppelt so langen bzw. nach TSCHERNITZ, SIMPSON zu einer ca. 70 % längeren Trockenzeit.

Die oben angeführten einfachen Modelle zur Beschreibung der Trocknungszeit weisen z. T. erhebliche Unterschiede auf, die sich zum einen aus der Form der verwendeten Exponentialfunktion ergeben. Gleichzeitig wird deutlich, dass die Autoren den Einfluss der trockenzeitbestimmenden Faktoren unterschiedlich einschätzen, obwohl die angegebenen Trocknungsbeiwerte aus Experimenten abgeleitet wurden. Leider fehlen hierzu die Angaben, so dass die Anwendung der Zeit-Funktionen ohne Kenntnis der Grenzen erfolgen muss, in denen sie Gültigkeit besitzen. Die Unterschiede in den Ergebnissen der Trocknungsmodelle kann jedoch auch ein Hinweis darauf sein, dass nicht alle den Trocknungsprozess bestimmenden Faktoren durch die Modelle berücksichtigt bzw. richtig beschrieben werden.

3.1 Trocknungszeit-Faktoren

Die Berücksichtigung von Rohdichte, Brettdicke, Temperatur und Luftgeschwindigkeit in den Formeln zur Berechnung der Trocknungszeit erfolgt üblicherweise mit entsprechenden Korrekturfaktoren. Der Faktor beschreibt somit das Verhältnis von zwei Trocknungszeiten t_1 und t_2, bei denen eine Einflussgröße, z.B. die Brettdicke, geändert wurde. Die Auswirkung geänderter Trocknungsbedingungen auf die Trocknungszeit t_1 kann dann durch Multiplikation der bekannten Trocknungszeit t_2 mit dem Korrekturfaktor erfolgen. Die Übersicht 3.4 fasst die Angaben verschiedener Autoren zusammen. Abb. 3.4 zeigt den Einfluss von Temperatur, Luftgeschwindigkeit, Rohdichte und Brettdicke auf die Trocknungszeit im Verhältnis zu Vergleichswerten (Temperatur $\vartheta = 65$ °C, Luftgeschwindigkeit $w = 2$ m/s, Rohdichte $r_0 = 0.65$ g/cm^3, Brettdicke $d = 25$ mm), die KOLLMANN (1936) für die Gleichung 3.10.1 verwendete. Sie sind in den Abbildungen durch die gestrichelten Linien gekennzeichnet. Die Trocknungszeitfaktoren basieren auf den Beobachtungen der Trocknungspraxis und Auswertung von Laborversuchen. Weicht die zu berechnende Trocknung in mehreren Variablen wie z.B. Rohdichte und Brettdicke vom bekannten „Normalfall" ab, so erhält man die gesuchte Zeit t_1 durch Multiplizieren der bekannten Zeit t_2 mit den Korrekturfaktoren Rohdichte und Brettdicke.

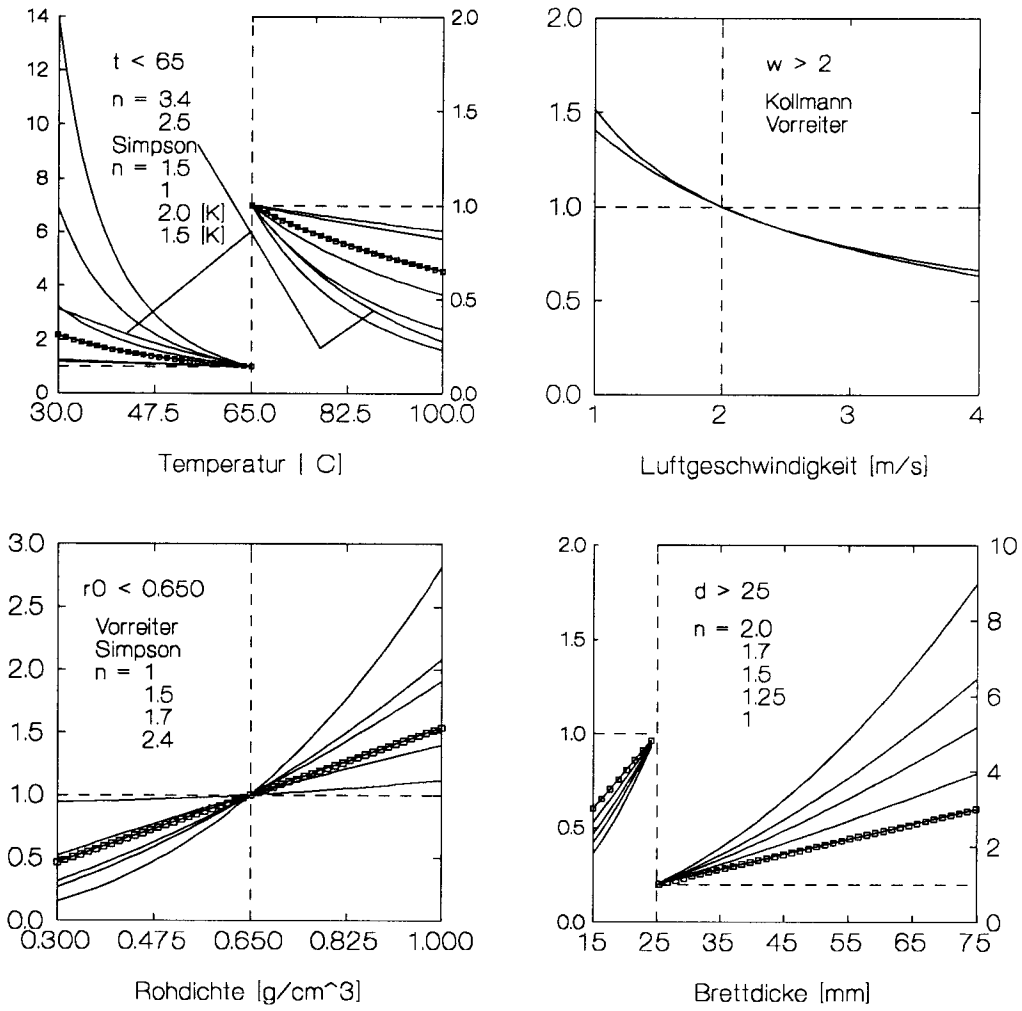


Abb. 3.4 Einflussfaktoren auf die Trocknungszeit (vgl. Übersicht 3.4)

a) Temperatur b) Luftgeschwindigkeit
c) Rohdichte d) Brettdicke

(Die Angaben in den Abbildungen geben die entsprechende Reihenfolge der Kurven wieder)

Übersicht 3.4: Korrekturfaktoren zur Berechnung der Trocknungszeit

Rohdichte (*spec. gravity*)

$$\left(\frac{r_1}{r_2}\right)^n \Rightarrow \left(\frac{r_1}{r_2}\right)^1 \left(\frac{r_1}{r_2}\right)^{n-1}$$

n	*Autor*
1.5	*Moll (1930)* *Kollmann (1933)*
1.7	*Tuomola (1943)*
2.4	*Schlüter, Fessel (1940)*

$$\frac{r_1 \sin(1.04\ r_2)}{r_2 \sin(1.04\ r_1)}$$

Vorreiter (1958)

$$\frac{SG_1 (0.133 + 0.0104\ SG_2)}{SG_2 (0.133 + 0.0104\ SG_1)}$$

Simpson et al. (1989, 1991)

Temperatur

$$\left(\frac{T_2}{T_1}\right)^n \qquad T \text{ in [K]}$$

n	*Autor*
1.5 ... 2.0	*Obermeyer (o.A.)*
1.5	*Ludwig (1933)*

$$\left(\frac{\vartheta_2}{\vartheta_1}\right)^n \qquad \vartheta \text{ in [°C]}$$

n	*Autor*
1.5 ... 2.5	*Tuomola (1943)*
1.0	*Kollmann (1951)* *Schlüter, Fessel (1940)* *Lempelius (1969)*
1.5	*Brunner (1987)*
1.0 ... 3.4	*Vorreiter (1958)*

$$\frac{0.0575 + 0.00142\ p_{DS}(\vartheta_2)}{0.0575 + 0.00142\ p_{DS}(\vartheta_1)}$$

$p_{DS}(\vartheta)$ Sättigungs–dampfdruck

Simpson et al. (1989, 1991)

Brettdicke

$$\left(\frac{d_1}{d_2}\right)^n \Rightarrow \left(\frac{d_1}{d_2}\right)^1 \left(\frac{d_1}{d_2}\right)^{n-1}$$

n	*Autor*
1.25	*Schlüter, Fessel (1940)* *Keylwerth (1964)* *Herma (o.A.)*
1.5	*Moll (1930)* *Kollmann (1935)* *Brunner–Hildebrand (1987)*
1.52	*Simpson et al. (1989, 1991)*
1.67	*Fabricius (1933)*
1.70	*Egner (1934)*
2.0	*Vorreiter (1958)*

Luftgeschwindigkeit

$$\frac{5 + 3.4\ w_2}{5 + 3.4\ w_1}$$

Kollmann (1935)

$$\left(\frac{w_2}{w_1}\right)^n$$

n	*Autor*
0.6	*Vorreiter (1958)*
	Kollmann, Schneider (1960)
0.5	*3 - 5 m/s*
0.53	*5 - 7 m/s*
0.575	*7 - 9 m/s*
0.6	*9 - 13.5 m/s*

Brettabmessungen

1.0	Länge > 2 m, Radialbretter
0.9	Länge > 2 m, Tangentialbretter
0.75	kurze Bohlen, Bretter, Parkettstäbe axiale Wasserabgabe merkbar
0.5	Holzquader, Kanteln mit 10 – 20 % Himflächenanteil

Kollmann (1933)

Korrekturfaktoren zur Berechnung der Trocknungszeit bei veränderten Bedingungen

$$t_1 = f\ t_2 \quad \Rightarrow \quad f = \frac{t_1}{t_2}$$

f	Korrekturfaktor
t_1	gesuchte Trocknungszeit
t_2	bekannte Trocknungszeit

Nach MOLL (1930), KOLLMANN (1933), SCHLÜTER, FESSEL (1940) und TUOMOLA (1943) ist das Verhältnis der Trocknungszeiten proportional dem Verhältnis der **Rohdichten** potenziert mit Exponenten von 1.5 bis 2.4. Hierbei ist zu berücksichtigen, dass bei gleicher Holzfeuchte und 2-facher Rohdichte, sich die zu verdunstende Wassermenge in [kg] verdoppelt. Das bedeutet, dass bei sonst gleicher Trocknungsgeschwindigkeit die Trocknungszeit direkt proportional der Rohdichte bzw. der Wassermenge ist. Exponenten von 1.5 bis 2.4 deuten darauf hin, dass die Trocknungszeit bei höheren Rohdichten um die Potenz von 0.5 bis 1.4 stärker anwächst, als allein durch die Zunahme der Wassermenge zu erwarten wäre. Ursache hierfür könnte das geringere Porenvolumen und die damit verbundene Abnahme der Permeabilität bei höheren Rohdichten sein. Ein anderes Bild zeigen die Ansätze von VORREITER (1958) und SIMPSON, BAAH (1989). Hier liegen die Kurven in Abb. 3.4 c) unter der mit Symbolen markierten Kurve für n = 1. Die Trocknungsgeschwindigkeit [kg_{Wasser}/s] steigt demnach mit wachsender und sinkt mit fallender Rohdichte, wobei der Ansatz von SIMPSON, BAAH (1987) näher bei der Kurve für n = 1 liegt als der Ansatz von VORREITER (1958). Diese Abhängigkeit der Trocknungsgeschwindigkeit von der Rohdichte entspricht nicht den in der Praxis gemachten Beobachtungen, wo i.d.R. die Trocknungsgeschwindigkeit mit zunehmender Rohdichte abnimmt (vgl. Kap. 3.2).

Berücksichtigt man nur die Ansätze mit Exponenten ≥ 1, so führt eine Erhöhung der Rohdichte von 0,65 g/cm³ auf 1.0 g/cm³ zu 50 % bis 180 % längeren Trocknungszeiten. Trocknet man Holzarten mit einer Rohdichte von 0.3 g/cm³, so reduziert sich die Zeit im Gegensatz zu Holzarten mit r_0 = 0,65 g/cm³ auf 20 % bis 50 %.

Der Einfluss der **Temperatur** auf die Trocknungszeit wird von allen Autoren als deutlich eingeschätzt. Mit steigender Temperatur sinkt die Trocknungszeit. Mit Ausnahme von SIMPSON, BAAH (1989) kann das Verhältnis der Trocknungszeiten durch das umgekehrte Verhältnis der Trocknungstemperaturen potenziert mit $1.0 < n < 3.4$ beschrieben werden. Die Temperatur ist hierfür bei OBERMEYER (o.A.) und LUDWIG (1933) in Kelvin einzusetzen. Trotz des Exponenten von n = 1.5 bzw. 2.0 ergeben sich damit sehr flach verlaufende Kurven, die unterhalb von ϑ = 65 °C in der Abb. 3.4 a) aufgrund des vergrößerten Randmaßstabes im linken Teil der Abbildung nicht voneinander zu unterscheiden sind. Der Einfluss der Temperatur liegt noch unterhalb der mit kleinen Quadraten gekennzeichneten Kurve für n = 1 (ϑ in °C) und ist somit niedriger als von KOLLMANN (1951) und SCHLÜTER, FESSEL (1940) angegeben. SIMPSON, BAAH (1989) beschreiben den Temperatureinfluss als das Verhältnis zweier Geradengleichungen, die als Variablen den Sättigungsdampfdruck in Abhängigkeit der Temperatur verwenden. Damit liegt der Einfluss der Temperatur auf die Trocknungszeit bei Trocknungstemperaturen unter ϑ = 65 °C in etwa bei Werten, die für n = 1.5 erreicht werden (ϑ in [°C]). Über 65 °C vergrößert sich der Einfluss entsprechend dem Sättigungsdampfdruck. Die Kurve verläuft nun zwischen den Linien für n = 2.5 bzw. 3.5, die als Exponent von TUOMOLA (1940) bzw. VORREITER (1958) angegeben wurden. Hierbei ergibt sich ein sehr starker Einfluss der Temperatur auf die Trocknungszeit. Insgesamt verlängert sich die Trocknung bei 30 °C im Vergleich zu 65 °C je nach Autor um den Faktor 1.2 bis 14. Bei einer Trocknungstemperatur von ϑ = 100 °C verkürzt sich die Trocknungszeit je nach Autor auf 86 % bis 22 %.

Für den Einfluss der **Brettdicke** nach KOLLMANN (1951, S. 473) „ist für die Holztrocknung als Diffusionsvorgang bei gleichbleibenden Trocknungsbedingungen der Exponent n = 2 zu erwarten, da die Diffusionsgeschwindigkeit verhältnisgleich dem Dampfteildruck und dieses Gefälle umgekehrt proportional zur Holzdicke ist." Die von verschiedenen Autoren angegebenen Exponenten, mit denen das Verhältnis der Brettdicken zu potenzieren ist, liegen zwischen 1,25 und 2. Wie schon bei der Rohdichte führt eine 2-fache Brettdicke zu einer Verdoppelung der zu verdunstenden Wassermenge, d. h. eine Erhöhung der Trocknungszeit infolge der Brettdicke um

die Potenz von 0,25 bis 1. Um die geringen Unterschiede der Exponenten für d < 25 mm sichtbar zu machen, ist der Maßstab der y-Achse in Abb. 3.4 d) im linken Bildteil gespreizt dargestellt. Halbiert man die Brettdicke von 25 mm, so verkürzt sich die Trocknungsdauer auf ca. 50 %. Eine dreifache Brettdicke benötigt die 4- bis 9-fache Zeit.

Die Formeln zur Berechnung des Einflusses der **Luftgeschwindigkeit** auf die Trockenzeit basieren auf dem Zusammenhang zwischen Trocknungsgeschwindigkeit und Wärmeübergang. Das Verhältnis der Trocknungszeiten ist umgekehrt proportional dem Verhältnis der Wärmeübergangskoeffizienten. Dabei wird der Wärmeübergangskoeffizient durch zwei unterschiedliche empirische Formeln beschrieben (vgl. Anhang 2 und Kap. 4.4). Wie in Abb. 3.4 b) zu sehen, unterscheiden sich die Ansätze von KOLLMANN (1935 a, lineare Gleichung) und VORREITER (1958, Potenzfunktion mit n = 0.6) nur gering. Eine Reduzierung der Luftgeschwindigkeit auf 1 m/s führt zu einer ca. 50 % längeren Trocknungszeit. Verdoppelt man die Luftgeschwindigkeit von 2 m/s auf 4 m/s, so ergibt sich ein Faktor von ca. 0,6. Nach KOLLMANN (1935) ist ein Einfluss der Luftgeschwindigkeit besonders dann zu erwarten, wenn der Wärmeübergang die maßgebliche Größe für die Trocknung darstellt. Besonders bei hohen Holzfeuchten und geringen Brettdicken ist sein Einfluss groß. Die von KOLLMANN, SCHNEIDER (1960) durchgeführten Untersuchungen beschreiben die Auswirkungen der Luftgeschwindigkeit im ersten Trocknungsabschnitt bei einer Trocknungstemperatur von $\vartheta = 65$ °C und $\varphi = 70$ % an 450 mm langen Kiefer- und Buchenabschnitten, deren Hirnenden nur z.T. versiegelt waren. In diesen Versuchen führte eine dreifache Zunahme der Geschwindigkeit von 3 m/s auf 9 m/s zu einer Halbierung der Trocknungszeit.

Faktoren für die Berücksichtigung der **Brettabmessungen** und Jahrringorientierung bzw. Schnittrichtung auf die Trocknungszeit wurden von KOLLMANN (1933) angegeben und von JANIK (1954) erneut aufgegriffen. Im Vergleich zu Radial- bzw. Riftbrettern über 2 m Länge trocknen vergleichbare Tangential- bzw. Seitenbretter 10 % schneller. Bei kürzeren Brettlängen, wie z.B. bei Parkettstäben, kann die Trocknungszeit auf 75 % sinken, weil die axiale Wasserbewegung am Gesamttransport der Feuchtigkeit zunimmt. Wächst der Hirnflächenanteil auf 10 % bis 20 % bezogen auf die gesamte Brettoberfläche, z.B. bei Holzquadern und Kanteln für Gestellmöbel, so halbiert sich die Trocknungszeit im Vergleich zu Radialbrettern mit einer Länge über 2 m.

Zusammenfassend kann festgestellt werden, dass die Temperatur, Rohdichte und Brettdicke einen großen Einfluss auf die Trocknungszeit besitzen. Berücksichtigt man die Tatsache, dass der Einfluss von Rohdichte und Brettdicke etwa zur Hälfte durch die Zunahme der zu verdunstenden Wassermenge verursacht wird, so besitzt die Temperatur den größten Einfluss auf die Trocknungszeit. Die Luftgeschwindigkeit (bzw. der Wärmeübergang) beeinflusst die Trockenzeit nur gering und liegt in der Größenordnung der Brettabmessungen. Die Widersprüche in den Angaben zum Einfluss unterschiedlicher Faktoren auf die Trocknungszeit der genannten Autoren kann nicht aufgeklärt werden. Dennoch hat sich das Verfahren, die Einflussgrößen auf die Trocknung mit Korrekturfaktoren aus bekannten Trocknungszeiten abzuleiten, durchgesetzt. Nach KOLLMANN (1951, S. 469) bietet dieses Vorgehen eine einfache Möglichkeit zur Beantwortung praxisrelevanter Fragen. Ungeachtet größerer Unsicherheiten können die Einflüsse tendenziell beschrieben werden. Ein Vergleich zwischen den Trockenzeit-Modellen und den darin verwendeten Trocknungszeit-Faktoren von KOLLMANN (1936), VORREITER (1958) und SIMPSON et al. (1980) sowie experimentell ermittelten Trocknungskurven wird in Kap. 7.1 vorgenommen.

3.2 Trocknungsbeiwert

Eine Zusammenstellung von Trocknungsbeiwerten, die 165 Holzarten (23 Nadelhölzer, 142 Laubhölzer) umfasst, findet sich bei BRUNNER-HILDEBRAND (1987). Sie basiert auf Laborversuchen und Literaturangaben und beschreibt das Trocknungsverhalten entsprechend der „Kollmann-Gleichung" (Gl. 3.10.3). Abweichend hiervon wird in der Gleichung zur Trocknungszeit (BRUNNER-HILDEBRAND, S. 54) der Temperatureinfluss mit dem Ausdruck $(65/\vartheta)^{1.5}$ berücksichtigt. Die Angaben zu den Trocknungsbedingungen bei den Laborversuchen fehlen leider. Für einen Vergleich zwischen den Holzarten wäre es ideal, die Versuche einheitlich mit einer Brettdicke von 25 mm und einer Trocknungstemperatur bei 65 °C mit ausreichender Luftumwälzung und niedriger Holz-Ausgleichsfeuchte durchzuführen, so dass bei der Auswertung auf Korrekturfaktoren verzichtet werden kann. Der Trocknungsbeiwert ergibt sich dann in einfacher Weise durch Auflösen der Gl. 3.14 nach α und Einsetzen der Werte für Anfangsfeuchte, Endfeuchte und Trocknungszeit. Vermutet man, dass besonders schwere und empfindliche Hölzer selbst mit 25 mm Brettdicke nur bei niedrigeren Temperaturen fehlerfrei zu trocknen sind, so wäre die abweichende Versuchstemperatur entsprechend zu korrigieren. Der Einsatz von Korrekturfaktoren, die sich, wie in Kap. 3.1 gezeigt, zwischen verschiedenen Autoren deutlich unterscheiden, führt jedoch zu einer erhöhten Unsicherheit bei der Berechnung des Trocknungsbeiwertes.

In Abb. 3.5 ist der Zusammenhang zwischen Rohdichte und α-Wert sowie die jeweiligen Box- and Whisker-Plots für Nadel- und Laubholz dargestellt. Mit Ausnahme der Holzarten *Ochroma boliviana* bzw. *Ochroma lagopus* (LH, $r_0 = 0{,}13$ [g/cm^3], $\alpha = 0.07$ [1/h]), *Picea abies* (NH, $r_0 = 0{,}43$ [g/cm^3], $\alpha = 0.0689$ [1/h]) und *Pinus insignis* bzw. *Pinus radiata* (NH, $r_0 = 0{,}44$ [g/cm^3], $\alpha = 0.072$ [1/h]) liegen die α-Werte zwischen 0.0034 (*Tabebuia spp.*) und 0.0532 (*Abies alba*).

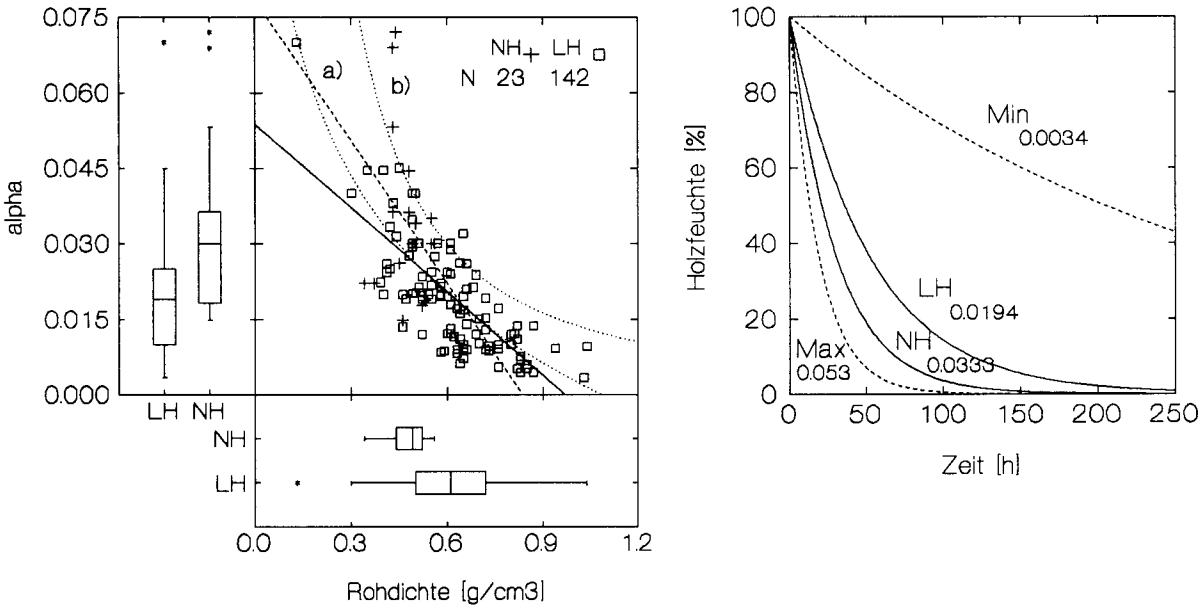


Abb. 3.5 Trocknungsbeiwerte für Nadelholz und Laubholz (BRUNNER-HILDEBRAND, 1987) (Erläuterungen im Text)

Holzfeuchte in Abhängigkeit der Zeit (α-Werte: Max-, Min-, Mittelwert für NH, LH)

Im Durchschnitt beträgt der Trocknungsbeiwert für Nadelholz $\alpha_{NH} = 0.03327$ [1/h]. Der Wert für Laubholz liegt mit $\alpha_{LH} = 0.01939$ [1/h] ca. 40 % unter dem von Nadelholz. Obwohl die Rohdichtewerte von Nadelholz im Gegensatz zu Laubholz weniger variieren, weisen die α-Werte vergleichbare Streuungen auf. Der Einfluss der Rohdichte auf die Trocknungsgeschwindigkeit ist bei Nadelholz höher, wie auch der steilere Verlauf der gestrichelten Regressionsgerade ($\alpha_{NH} = m\, r_{0,NH} + b$; m = – 0,09388, b = 0.07849; R = 0.80739) zeigt. Die Regressionsgerade für Laubholz verläuft flacher ($\alpha_{LH} = m\, r_{0,LH} + b$; m = – 0,05539, b = 0.05370; R = 0.89442). Eine gute Anpassung der α-Werte in Abhängigkeit aller Rohdichtewerte (Nadel- und Laubholz) bietet eine logarithmische Funktion ($\alpha = m \ln(r_0) + b$; m = – 0.03382, b = 0.00272; R = 0.87337), die in Abb. 3.5 mit a) gekennzeichnet ist. Die Kurve b) zeigt den von KOLLMANN (1936) angenommenen Verlauf ($\alpha = 0.0265 * (0.65/r_0)^{1,5}$), der annähernd den äußeren Bereich der Punktewolke beschreibt.

Der von KOLLMANN (1936 b) vorgeschlagene Trocknungsbeiwert mit dem Korrekturfaktor für die Rohdichte führt zu deutlich kürzeren Trocknungszeiten, als sie i.d.R. bei praktischen Versuchen an unterschiedlichsten Hölzern beobachtet werden konnten. Bestimmt man die Koeffizienten für die Regressionsgleichung $\alpha = m\, (0.60024/r_0)^b$, die formal dem Ansatz von KOLLMANN gleicht, so ergeben sich folgende Werte: m = 0.02002, b = 0.9235 und R = 0.8478. Um die Variation im Trocknungsbeiwert auf die Entfeuchtungskurve deutlich zu machen, sind in Abb. 3.5 zusätzlich die Kurven der mittleren Holzfeuchten in Abhängigkeit der Zeit für die mittleren α-Werte von Nadel- und Laubholz sowie dem kleinsten und größten α-Wert (ohne Ausreißer) wiedergegeben. Hierbei wurde von einer einheitlichen Anfangsfeuchte $u_A = 100$ % ausgegangen. Entsprechend Gl. 3.14 ergeben sich bis zu einer Endfeuchte von $u_E = 10$ % Trocknungszeiten von 43 h, 69 h, 118 h und 677 h für *Abies alba* ($\alpha = 0.0532$ [1/h], $r_0 = 0.43$ g/cm^3, maximale Trocknungsgeschwindigkeit), Mittelwert für Nadelholz ($\alpha \supseteq = 0.03327$ [1/h], $r_0 = 0.48$ g/cm^3), Mittelwert für Laubholz ($\alpha = 0.01939$ [1/h], $r_0 = 0.619$ g/cm^3) und *Tabebuia spp.* ($\alpha = 0.0034$ [1/h], $r_0 = 1.03$ g/cm^3) als die am längsten zu trocknende Holzart, deren maximale Holzfeuchte aufgrund der hohen Rohdichte jedoch nur 63 % betragen kann (vgl. Kap. 5.2).

3.3 Trocknungsverlauf

Der Trocknungsverlauf beschreibt die Veränderung der mittleren Holzfeuchte in Abhängigkeit von der Zeit. Wie in Kap. 3. erläutert, wird für die Beschreibung i.d.R. eine Exponentialfunktion verwendet, die durch Vereinfachung aus der eindimensionalen Diffusionsgleichung abgeleitet werden kann. Die Kenntnis des Trocknungsverlaufs ist entscheidend für die Planung und Auslegung eines Trockners und wird durch die Betriebsbedingungen und die Merkmale und Eigenschaften des Holzes bestimmt. Die Zusammenhänge zwischen Trocknungseigenschaften und Trocknungsbedingungen werden experimentell zuerst an Versuchen mit konstanten äußeren Bedingungen untersucht. Für die Darstellung der Ergebnisse solcher Untersuchungen (klassisches kinetisches Experiment) haben sich unterschiedliche Darstellungsformen etabliert, auf die im Folgenden näher eingegangen werden soll. Sie sind in Abb. 3.7 einander gegenüber gestellt.

Abbildung 3.7 zeigt vergleichend zwei verschiedene Trocknungsverläufe, wie sie z.B. bei der Trocknung von Holz bei unterschiedlichen Temperaturen und sonst konstanten Bedingungen auftreten können als

a) mittlere Holzfeuchte u [%] in Abhängigkeit von der Zeit t [h],
c) Trocknungsgeschwindigkeit du/dt [%/h] in Abhängigkeit der Zeit,
d) Trocknungsgeschwindigkeit in Abhängigkeit von der mittleren Holzfeuchte,
e) normierte Holzfeuchte in Abhängigkeit von der normierten Zeit und
f) normierte Trocknungsgeschwindigkeit in Abhängigkeit von der normierten Holzfeuchte.

Üblicherweise kann der zeitliche Verlauf der Trocknung eines kapillarporösen Gutes mit hygroskopischen Eigenschaften in drei Phasen unterschieden werden. Im ersten Abschnitt verdunstet die Feuchte an der Oberfläche. Das Gut verhält sich wie eine freie Flüssigkeitsoberfläche und trocknet mit konstanter Trocknungsgeschwindigkeit. Die Verdunstung ist ausschließlich von den äußeren Bedingungen, dem Zustand der Trocknungsluft und dem Wärme- und Stoffübergangskoeffizienten abhängig. Die Gutseigenschaften, mit Ausnahme der Oberflächenstruktur, spielen im Hinblick auf die Trocknungsgeschwindigkeit keine Rolle. An der Oberfläche herrscht Sättigungsdampfdruck bei gegebener Kühlgrenztemperatur (Abb. 3.6 a). Der Feuchtetransport im Holz erfolgt durch kapillare Leitung.

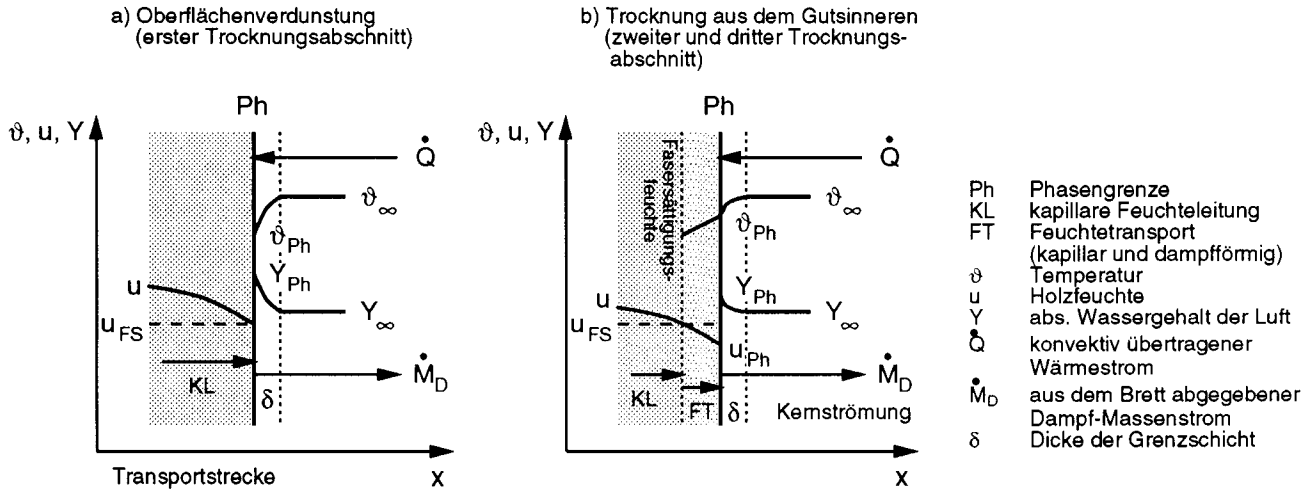


Abb. 3.6 Konvektive Trocknung
Wärmezufuhr und Feuchteabtransport an der Oberfläche und Feuchte- und Temperaturverteilung im Brettinneren (schematisch)

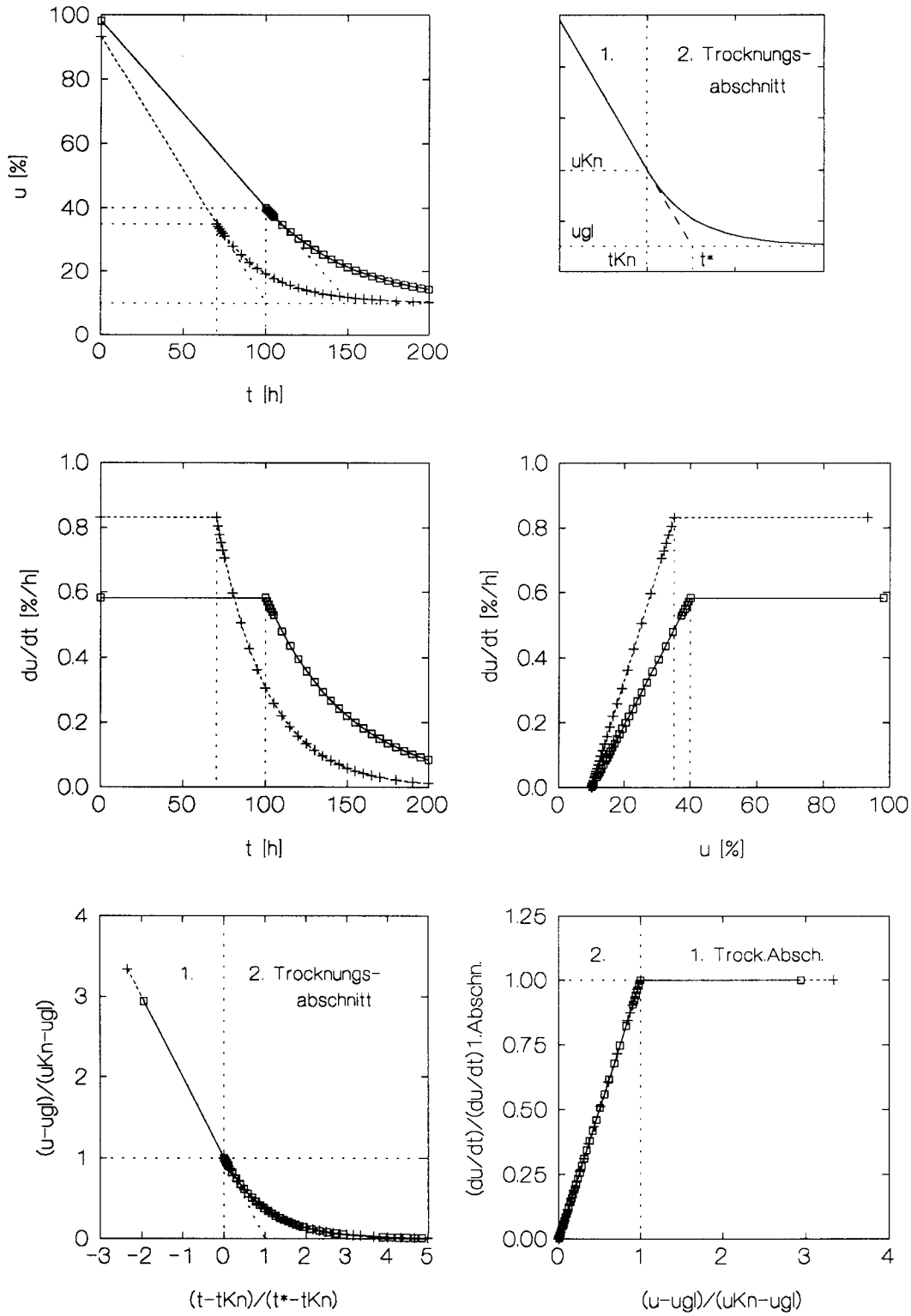


Abb. 3.7 Unterschiedliche Darstellungsformen zur Beschreibung des Trocknungsverlaufs

a) mittlere Holzfeuchte in Abhängigkeit von der Zeit *(Trocknungskurve)*

b) Größen zur Normierung (schematisch)

c) Trocknungsgeschwindigkeit in Abhängigkeit von der Zeit

d) Trocknungsgeschwindigkeit in Abhängigkeit von der mittleren Holzfeuchte

e) normierte Holzfeuchte in Abhängigkeit von der normierten Zeit *(normierte Trocknungskurve)*

f) normierte Trocknungsgeschwindigkeit in Abhängigkeit von der normierten Holzfeuchte

Ist die Verdunstung größer als die durch kapillare Leitung an die Oberfläche transportierte Gutsfeuchte, so ist die 1. kritische Feuchte erreicht. Unterschreitet die Holzfeuchte an der Brettoberfläche Fasersättigung, verlagert sich der Trocknungs- bzw. Verdunstungsspiegel ins Innere des Gutes. Die Phasenumwandlung von Flüssigkeit in Dampf findet nun im Gutsinneren statt. Der Feuchtetransport erfolgt durch Kapillarleitung und Dampfdiffusion (Abb. 3.6.b). Der Trocknungsvorgang wird nun neben dem Wärme- und Stoffübergang an der Brettoberfläche zusätzlich durch den Wärme- und Stofftransport im Holz entscheidend beeinflusst. Die Trocknungsgeschwindigkeit nimmt mit zunehmendem Abstand des Trocknungsspiegels von der Brettoberfläche ab, da zum einen die Wärmeleitfähigkeit mit der Holzfeuchte abnimmt und gleichzeitig der Dampfdiffusionswiderstand steigt.

Der 3. Trocknungsabschnitt mit weiter reduzierten Trocknungsgeschwindigkeiten beginnt, wenn im ganzen Querschnitt Fasersättigung unterschritten wird (2. kritischen Feuchte). Die Trocknung ist beendet, wenn die dem Luftzustand entsprechende Ausgleichsfeuchte über den gesamten Querschnitt erreicht wird.

Einige Trocknungsverlaufskurven für Holz von KAMEI (1937) sind bei KRISCHER, KAST (1978, S. 326) abgebildet. Nach diesen Ergebnissen führt die Trocknung von Kiefernholz bei konstanten Bedingungen zu einem kurzen ersten Abschnitt konstanter Trocknungsgeschwindigkeit, der nur bei hohen Anfangsfeuchten zu beobachten ist. Grundsätzlich weisen die Kurven der Trocknungsgeschwindigkeit in Abhängigkeit der Holzfeuchte keine ausgeprägten Knickpunkte auf, so dass die drei Trocknungsabschnitte mehr oder weniger sichtbar ineinander übergehen. Die in Abb. 3.7 dargestellten Kurven wurden beispielhaft mit einem sehr deutlich ausgeprägten 1. und 2. Trocknungsabschnitt konstruiert. Auf einen separaten 3. Trocknungsabschnitt wurde verzichtet. Der 1. Trocknungsabschnitt wurde mit einer Geradengleichung beschrieben. Für den Verlauf im 2. Abschnitt wurde eine Exponentialfunktion gewählt.

Differenziert man die Trocknungskurve nach der Zeit, so erhält man die Trocknungsgeschwindigkeit (du/dt) mit den im ersten Trocknungsabschnitt waagerecht verlaufenden Kurven. Trägt man die Trocknungsgeschwindigkeit in Abhängigkeit der Holzfeuchte auf, so ergeben sich für den ersten Abschnitt ebenfalls waagerecht verlaufende und für den zweiten Trocknungsabschnitt Geraden mit positiver Steigung. Durch geschickte Wahl der Bezugsgröße können die unterschiedlichen Trocknungskurven und Kurven der Trocknungsgeschwindigkeit normiert und durch eine gemeinsame Kurve beschrieben werden.

Hierzu werden zum einen die Angaben zum 1. Knickpunkt (Knickpunktfeuchte u_{Kn} und Knickpunktzeit t_{Kn}) benötigt. Verlängert man die Gerade des ersten Trocknungsabschnitts bis zu der erreichbaren Holz-Ausgleichsfeuchte, so ergibt sich die mit t* gekennzeichnete Zeitkonstante. Das Vorgehen ist schematisch in Abb. 3.6 b) dargestellt. Sie stellt die Zeit dar, die die Trocknung dauern würde, wenn auch im zweiten Abschnitt die Trocknungsgeschwindigkeit des ersten unverändert geblieben wäre, also die minimale Trocknungszeit bei maximaler Trocknungsgeschwindigkeit. Sie lässt sich berechnen aus $t^* = (u_A - u_{gl}) / (du/dt)_{1.Absch.}$. Die Normierung der Trocknungsverlaufskurve erfolgt in der Weise, dass die normierten Holzfeuchtewerte $(u(t) - u_{gl}) / (u_{Kn} - u_{gl})$ den normierten Zeiten $(t - t_{Kn}) / (t^* - t_{Kn})$ gegenübergestellt werden. Der Verlauf der normierten Trocknungskurven ist in Abb. 3.7 e) eingezeichnet. Die unterschiedlichen Trocknungskurven fallen in eine Kurve zusammen, die ihren Knickpunkt bei der normierten Holzfeuchte $u_{norm} = 1$ zur normierten Zeit $t_{norm} = 0$ besitzt. Die Verlängerung der Geraden im ersten Trocknungsabschnitt schneidet die normierte x-Achse bei 1.

In ähnlicher Weise kann die Trocknungsgeschwindigkeit in Abhängigkeit der Holzfeuchte normiert werden. Hierzu wird die momentane Trocknungsgeschwindigkeit ins Verhältnis zur Trocknungsgeschwindigkeit im ersten Trocknungsabschnitt gesetzt ($(du/dt) / (du/dt)_{1.Absch.}$) und in Abhängigkeit der normierten Holzfeuchte ($(u(t) - u_{gl}) / (u_{Kn} - u_{gl})$) aufgetragen (vgl. Abb. 3.7 f). Auch hier fallen die unterschiedlichen Kurven zusammen, wobei ihr Verlauf zwischen der normierten Holzfeuchte von $u_{norm} = 0$ bis $u_{norm} = 1$ durch eine Winkelhalbierende und über $u_{norm} = 1$ durch eine konstante Funktion mit der normierten Trocknungsgeschwindigkeit $(du/dt)_{norm} = 1$ beschrieben werden kann. Der Verlauf im zweiten Trocknungsabschnitt ergibt sich jedoch nur, weil bei der Konstruktion der Trocknungskurven ab dem Knickpunkt eine Exponentialfunktion verwendet wurde. Die sich im 2. Trocknungsabschnitt einstellende Trocknungsgeschwindigkeit kann nach WEISS, GRAMLICH, MILITZER (1993, S. 479) auch als „wahre Trocknungsgeschwindigkeit" bezeichnet werden, da sie, unabhängig von äußeren Einflüssen, nur auf dem Stofftransport im Inneren des Gutes beruht. In der gleichen Veröffentlichung sind auch praktische Beispiele für die Berechnung mit normierten Trocknungskurven angeführt, so dass auf deren Darstellung hier verzichtet werden kann.

Im Kapitel „Konvektionstrocknung" erläutern GNIELINSKI, MERSMANN, THUNER (1993, S. 219), „dass es bis heute noch nicht gelungen ist, die Trocknungsgeschwindigkeiten im 2. und 3. Trocknungsabschnitt aus den Eigenschaften des Gutes sicher genug vorauszuberechnen." Die normierte Trocknungskurve bietet jedoch die Möglichkeit, Gesetzmäßigkeiten zu beschreiben, so dass aus experimentell festgestellten Kurven die Auswirkungen geänderter Trocknungsbedingungen abgeleitet werden können. Wie bei der Herleitung gezeigt, ist die Bestimmung der Knickpunktfeuchte aus der Trocknungskurve für die Normierung von entscheidendem Einfluss. An der TU-Dresden, Sektion 15, WB TVT/UST wurde daher ein Rechenprogramm NORMI entwickelt (zit. in WEISS, MILITZER, GRAMLICH, S. 482) mit dem der experimentelle Trocknungsverlauf differenziert und anschließend der Knickpunkt berechnet wird. Als weitere Größe wird zusätzlich die Gleichgewichtsfeuchte benötigt, die aus Sorptionsisothermen abgeleitet wird. Normierte Trocknungskurven können dann z.B. unmittelbar zur Dimensionierung von Trocknern verwendet werden (GNIELINSKI et al., 1993, S. 220).

M. VOGEL (1990) benutzt die normierte Trocknungskurve zur Beschreibung der Prozesskinetik bei der Modellierung der Schnittholztrocknung. Die Auswertung von in der Literatur veröffentlichten Trocknungsverläufen und Berechnungen mit dem Programmsystem PROFIL seines Bruders R. VOGEL (1989) zeigte, dass sowohl der Exponent für die Beschreibung der normierten Trocknungsgeschwindigkeit im zweiten Trocknungsabschnitt als auch der Knickpunkt nicht unabhängig von den Trocknungsbedingungen ist. Durch multiple Regressionsrechnungen wird die Abhängigkeit dieser Größen von verschiedenen Einflussgrößen bestimmt, mit denen dann das Trocknungsverhalten bei unterschiedlichen Bedingungen berechnet wird, um anschließend eine ökonomische Bewertung durchzuführen. In diesem Zusammenhang sei auch auf Veröffentlichungen von MILITZER (1981, 1984) zur Modellierung von Konvektionstrocknern hingewiesen, der bei seinen Betrachtungen zur Prozessmodellierung der Schnittholztrocknung von der „KOLLMANN-Gleichung" ausgeht. Unterstellt man für die Trocknungskurve von Holz einheitlich eine Exponentialfunktion wie in Gl. 3.14 angegeben, so führt die Differenzierung nach der Zeit dazu, dass die Zeitkonstante $t^* = 1/\alpha$, also dem Kehrwert des Trocknungsbeiwertes entspricht. Damit wäre das Trocknungsverhalten von Schnittholz leicht durch eine einheitliche, normierte Trocknungskurve zu beschreiben, die ebenfalls exponentiell verläuft. BEHNKE (1997) wendet normierte Trocknungskurven bei der Prozessmodellierung der Vakuumschnittholztrocknung an.

Ein weiteres Beispiel der Normierung findet sich bei KEEY, LANGRISH, WALKER (1999, S. 75), wo die normierte Trocknungsgeschwindigkeit von *Notofagus truncata* und *Pinus radiata* dargestellt ist (Probenabmessung 220 x 100 x 5 mm, Temperatur ϑ = 45 °C, Psy. Differenz = 6 °C, Luftgeschwindigkeit w = 2.2 m/s bis 3 m/s). Die Ergebnisse von *Pinus radiata* verlaufen oberhalb der Winkelhalbierenden, die Kurve ist konvex gekrümmt. Die Trocknungsversuche von *Nothofagus truncata* führten demgegenüber zu einer konkav gekrümmten Kurve der normierten Trocknungsgeschwindigkeit. Für beide Holzarten ist kein erster Trocknungsabschnitt angegeben. Die hier beschriebenen Trocknungskurven der sehr dünnen und kurzen Holzproben zeigen demnach nicht den üblicherweise unterstellten exponentiellen Verlauf.

Die Anwendung der Normierung zur Beschreibung des Trocknungsverhaltens von Schnittholz bleibt begrenzt auf Versuche mit konstanten Bedingungen. Neben der Schwierigkeit, den Knickpunkt eindeutig zu bestimmen, wird die Anwendung normierter Trocknungskurven zusätzlich erschwert, indem die Knickpunktfeuchte und der „wahre Trocknungsverlauf" durch die äußeren Bedingungen beeinflusst wird. Einen Ausweg verspricht die Anwendung eines Rechenmodells, das auch die sich bei der Holztrocknung ändernden Trocknungsbedingungen berücksichtigen kann und im folgenden Abschnitt beschrieben wird.

4. Mathematisches Trocknungsmodell

Bei der Berechnung der Holztrocknung werden heute numerische Verfahren zur Lösung partieller Differentialgleichungen eingesetzt. Wie schon bei TUTTLE (1925) ist der Ausgangspunkt der Berechnung die Anwendung des FICKschen Diffusionsgesetzes. Ebenso wie damals wird bei der Modellierung in dieser Arbeit eine eindimensionale Trocknung unterstellt. Prinzipiell wäre auch eine mehrdimensionale Modellierung möglich, wie sie unter anderem von TURNER, PERRE (1996) und DAHLBLOM, PETERSEN, ORMARSSON (2001) vorgestellt wurde. Da bei der Schnittholztrocknung überwiegend lange Bretter getrocknet werden, deren Brettbreite die Brettdicke um ein vielfaches übersteigt, erfolgt die Trocknung überwiegend über die Brettseitenflächen. Die Feuchteabgabe über die Brettkanten, die aufgrund der Lage im Stapel nicht direkt von der Trocknerluft angeströmt werden, ist vergleichsweise gering. Der longitudinale Stofftransport beeinflußt die Entfeuchtung der Brettenden und führt bei der Trocknung von z.B. Parkettstäben zu einer Reduzierung der Trocknungszeit um ca. 25 % (vgl. Übersicht 3.4). Für Brettlängen über 2 m ist der Einfluß der Hirnenden auf die durchschnittliche Entfeuchtungskurve zu vernachlässigen. Berücksichtigt man, dass bei qualitativ hochwertigen Sortimenten durch einen Schutzanstrich die Trocknung in Längsrichtung verhindert wird, um das Entstehen von Hirnrissen zu vermeiden, so ist es zweckmäßig, die Schnittholztrocknung mit den gemachten Einschränkungen als eindimensionales Problem zu betrachten.

Nutzt man **Differenzenverfahren** zur Lösung partieller Differentialgleichungen, so wird der numerische Differentialquotient durch einen Differenzenquotienten genähert. In Verbindung mit den Randbedingungen ergibt sich ein Gleichungssystem, das mit bekannten Verfahren gelöst werden kann. Neben den Differenzenverfahren bietet auch die Methode der **finiten Elemente** (FEM) die Möglichkeit, den Feuchte- und Spannungsverlauf bei der Holztrocknung zu berechnen (u.a. THOMAS, LEWIS, MORGAN, 1980; MORGAN, THOMAS, LEWIS, 1982; PERRÉ, PASSARD, 1995; PANG, 2001; DAHLBLOM, PETERSSON, ORMARSSON, 2001). Auf diese Methode wird jedoch nicht weiter eingegangen.

Das in dieser Arbeit verwendete Modell zur Beschreibung der **Feuchte-** und **Temperaturverteilung** in Schnittholz entspricht prinzipiell dem von VOGEL (1989) vorgestellten Simulationsmodell, das um die Berechnung des **Energieverbrauchs** (RESSEL, 1986) und der **Trocknungsspannungen** (WELLING, 1987) ergänzt wurde. Das Trocknungsverhalten eines Holzstapels in einer Trockenkammer wird somit durch ein einzelnes Brett beschrieben. Unterschiede der relativen Luftfeuchte und Lufttemperatur im Stapel können nicht berücksichtigt werden. Besonders im ersten Trocknungsabschnitt sind aufgrund der hohen Feuchteabgabe deutliche Unterschiede zwischen Stapelein- und Stapelaustrittseite zu erwarten. Für die Berechnung des Trocknungsverlaufs ist daher der mittlere Luftzustand in der Trockenkammer anzunehmen. Soll auch die Zunahme der relativen Luftfeuchte und Abnahme der Temperatur des Luftstroms im Stapel berücksichtigt werden, sind zusätzlich Angaben, z.B. Kammergröße, Wandisolation, Luftvolumen, Stapelleistendicke und Stapelbreite nötig. Ausgehend von einem funktionierenden Modell des Einzelbrettes könnte mit entsprechenden Bilanzgleichungen die Trocknung der Bretter im Holzstapel abschnittsweise berechnet werden.

In den folgenden Kapiteln 4 und 5 wird noch einmal zusammenfassend auf allgemeine Grundlagen und Eingangsgrößen des mathematischen Modells eingegangen werden. Inhaltliche Überschneidungen mit den zitierten Arbeiten in Herleitung und Darstellung der Modelle sind daher unvermeidlich.

4.1 Feuchte- und Temperaturverteilung im Holz

In der Übersicht 4.1 sind die Transportgleichungen für den eindimensionalen Stoff- und Wärmetransport im Holz während der Trocknung zusammengefasst. Den Differentialgleichungen und Randbedinggungen sind die für die Berechnung angewandten Differenzengleichungen gegenübergestellt. Die Indizies in den Differenzengleichungen und die Einteilung der Brettdicke in n-Schichten sind zum besseren Verständnis in Abb. 4.1 für die Feuchteentwicklung wiedergegeben. In gleicher Weise lässt sich die Temperaturverteilung im Brettquerschnitt darstellen. Die Einteilung des Brettquerschnittes in n Schichten gleicher Dicke Δx beginnt am Brettrand und umfasst in dieser Arbeit 10 Brettschichten. Die neunte Schicht bildet die Brettmitte ab, so dass aufgrund der unterstellten Symetrie zur Brettmitte die Schichten 8 und 10 gleiche Werte aufweisen. Für jede Schicht wird eine mittlere konstante Feuchte unterstellt, die den eingezeichneten stufenförmigen Verlauf ergibt. Die mittlere Holzfeuchte über dem Brettquerschnitt errechnet sich aus dem Integral der Holzfeuchtekurve geteilt durch die halbe Brettdicke. Sie entspricht in etwa der grau hinterlegten Fäche, die näherungsweise als Summe der Einzelschichten 1 bis 8 und der halben Brettschicht 9 multipliziert mit dem Faktor $(\Delta x/(d/2))$ errechnet werden kann. Die Bestimmung der Holzfeuchteabnahme Δu in einem Zeitschritt Δt an der Stelle i, d. h. den Ausdruck $\partial u/\partial t$ bzw. $\Delta u/\Delta t$ mit der **impliziten** Differenzengleichung zu bestimmen, ist ebenfalls in Abb. 4.1 zu sehen. Die Feuchteabnahme Δu an der Stelle i ergibt sich als Differenz zwischen der bekannten Holzfeuchte u zum Zeitpunkt m minus der noch zu berechnenden Holzfeuchte u zur Zeit (m+1). Die unbekannte Holzfeuchte wird errechnet als Differenz der in die Schicht i ein- und ausströmenden Stoffströme zur Zeit (m+1). Dabei sind die Feuchteströme proportional dem Feuchtegefälle zwischen den Punkten (i+1) und i bzw. i und (i–1). Als Proportionalitätsfaktor wird jeweils ein Diffusionskoeffizient für die zu- bzw. abströmende Feuchte mit einer mittleren Holzfeuchte der beteiligten Schichten berechnet. Der Index lautet daher (i,i+1) bzw. (i–1,i). Bei der Berechnung der Temperaturverteilung ist statt des Diffusionskoeffizienten der mittlere Temperaturleitkoeffizient a zwischen zwei Schichten zu bestimmen, der durch die Wärmeleitfähigkeit λ, die Rohdichte r_u und die spez. Wärme feuchten Holzes c_{fH} definiert ist.

Im Gegensatz zur Anwendung des impliziten Verfahrens (Gl. 4.2.1, Gl. 4.2.2), das bei der Lösung von einer unbekannten Feuchteverteilung ausgeht und daher nur iterativ gelöst werden kann, erlaubt die **explizite** Schreibweise der Differenzengleichung (Gl. 4.1.1, Gl. 4.1.2) die direkte Berechnung der Holzfeuchteabnahme am Ort i zur Zeit (m+1) aus der bekannten Feuchteverteilung des vorangegangenen Zeitschritts m. Hierbei sind jedoch die in der Übersicht 4.1 angegebenen Stabilitätsbedingungen (Gl. 4.5; vgl. SMITH, 1970, S. 28 ff) einzuhalten. Die Zeitschrittweite Δt ist nicht unabhängig von der Ortsschrittweite Δx zu wählen. Eine in jedem Fall stabile Lösung erhält man durch Anwendung der **CRANK-NICOLSON-Methode** (vgl. SMITH, 1970, S. 30), die bei der Berechnung die bekannte und noch zu berechnende Feuchteverteilung berücksichtigt und u.a. von ASHWORTH (1977, S. 231) angewendet wurde.

Um die Feuchteänderung am Brettrand bzw. der Brettmitte aus den benachbarten Schichten zu berechnen, sind entsprechende Randbedingungen zu formulieren. Die Feuchteabnahme in der Brettmitte ist leicht aus den benachbarten Schichten abzuleiten, da aufgrund der Symmetrie zur Brettmitte die Schichten 8 und 10 gleiche Werte aufweisen. Für die Brettoberfläche wird üblicherweise eine Bilanzgleichung aufgestellt, die den Dampfstrom $\dot{m}_D$ durch die Brettoberfläche beschreibt. Die durch die Brettoberfläche abgegebene Stoffmenge lässt sich zum einen durch einen Stoffübergangsansatz und andererseits durch einen Diffusionsansatz angeben (Gl. 4.3). Durch Gleichsetzen und Auflösen der Gleichung nach der fiktiven Holzfeuchte u in der Schicht 0 kann die Differenzengleichung mit dem Gefälle des absoluten Wassergehaltes $(Y_{Ph} - Y_\infty)$ in der Grenzschicht und dem Verdunstungskoeffizient σ ausgedrückt werden.

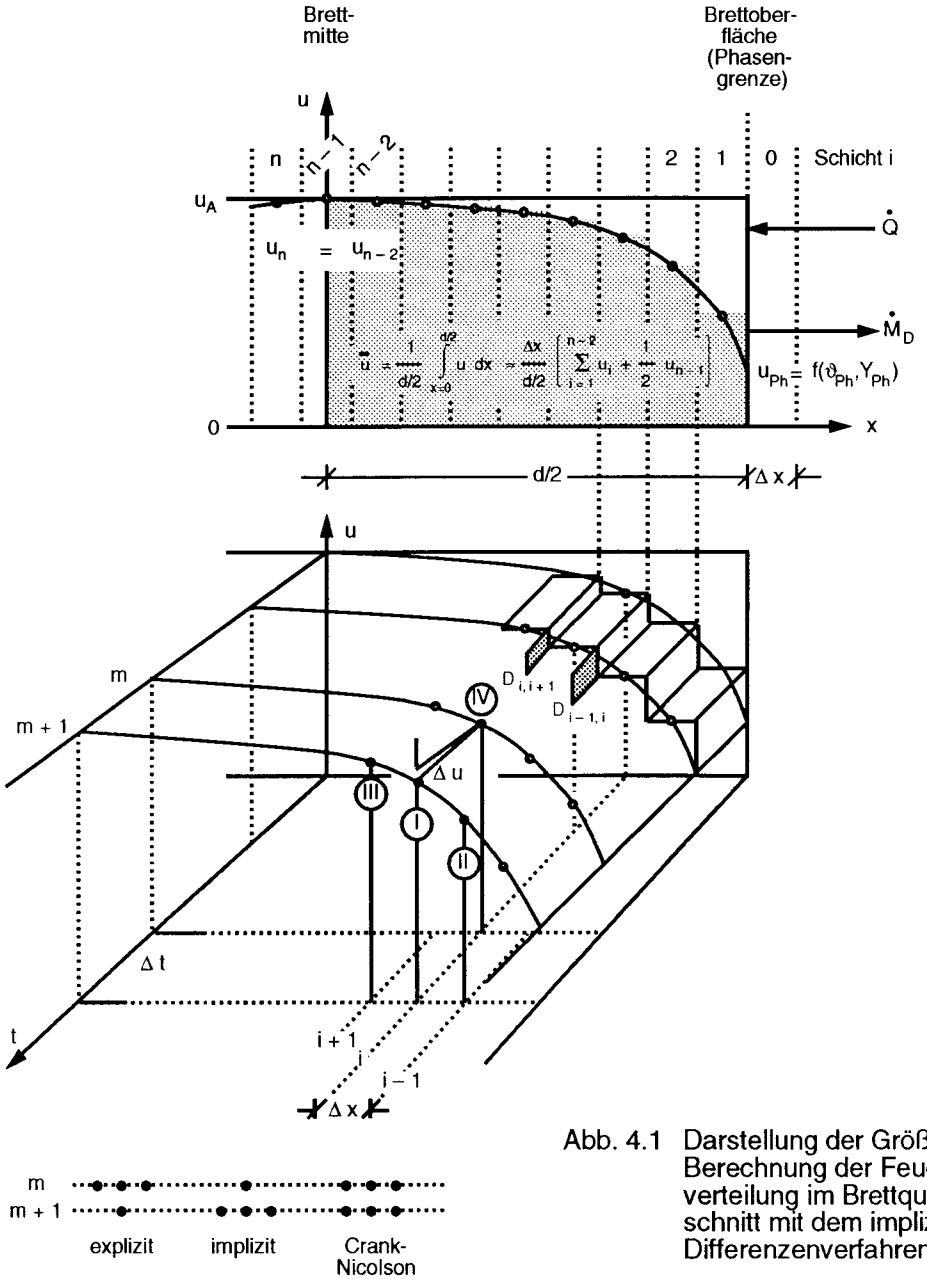


Abb. 4.1 Darstellung der Größen zur Berechnung der Feuchteverteilung im Brettquerschnitt mit dem impliziten Differenzenverfahren

in Abb. 4.1 und Übersicht 4.1 verwendete Symbole

u	Holzfeuchte	[kg/kg]
ϑ	Holztemperatur	[°C]
t	Zeit	[s]
x	Abstand zu Brettoberfläche	[m]
D	Diffusionskoeffizient	[m^2/s]
λ	Wärmeleitfähigkeit	[W/(m K)]
a	Temperaturleitkoeffizient	[m^2/s]
r	Rohdichte	[kg/m^3]
c_{fH}	spez. Wärme feuchtes Holz	[J/(kg K)]
$\dot{M}$	Massestrom	[kg/s]
$\dot{m}$	Massenstromdichte	[kg/(m^2 s)]
$\dot{Q}$	Wärmestrom	[kg/s]
$\dot{q}$	Wärmestromdichte	[J/(m^2 s)] = [W/m^2]
σ	Verdunstungskoeffizient	[kg/(m^2 s)]
α	Wärmeübergangskoeffizient	[W/(m^2 K)]
Y	absolute Luftfeuchte	[kg/kg]
h_{VB}	Verdampfungsenthalpie	[J/kg]
Δx	Ortsschrittweite	[m]
Δt	Zeitschrittweite	[s]
n	Anzahl der Stützstellen (Brettschichten)	

Index

m	Zeitschritt
i	Ortschritt (Brettschicht)
Ph	Phasengrenze
D	Dampf
∞	ausserhalb der Grenzschicht (Kernströmung)
0	bei u = 0 %
u	bei Holzfeuchte u
fH	feuchtes Holz

Übersicht 4.1: Gleichungen zum eindimensionalen, instationären a) Stoff- und b) Wärmetransport im Holz
(Differential- und Differenzengleichungen, Anfangs- und Randbedingungen, Stabilitätsbedingungen)

Differentialgleichung (*partiel, homogen, parabolisch*)	Differenzengleichung	
a) $\frac{\partial u}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x}\left(D \frac{\partial u}{\partial x} \right) = D \frac{\partial^2 u}{\partial x^2}$;	explizit: $\frac{u_{i}^{m+1} - u_{i}^{m}}{\Delta t_{a)}} = \frac{D_{i-1,i}^{m}\left(u_{i-1}^{m} - u_{i}^{m}\right)}{(\Delta x)^2} - \frac{D_{i,i+1}^{m}\left(u_{i}^{m} - u_{i+1}^{m}\right)}{(\Delta x)^2}$	4.1
b) $\frac{\partial \vartheta}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x}\left(\frac{\lambda}{r_u c_{fH}} \frac{\partial \vartheta}{\partial x} \right) = \underbrace{\frac{\lambda}{r_u c_{fH}}}_{\text{Temperatur-leitkoeffizient a}} \frac{\partial^2 \vartheta}{\partial x^2}$;	explizit: $\frac{\vartheta_{i}^{m+1} - \vartheta_{i}^{m}}{\Delta t_{b)}} = \left(\left[\frac{\lambda}{r_u c_{fH}} \right]_{i-1,i}^{m} \frac{\left(\vartheta_{i-1}^{m} - \vartheta_{i}^{m}\right)}{(\Delta x)^2} \right) - \left(\left[\frac{\lambda}{r_u c_{fH}} \right]_{i,i+1}^{m} \frac{\left(\vartheta_{i}^{m} - \vartheta_{i+1}^{m}\right)}{(\Delta x)^2} \right)$	4.2
	implizit: $\frac{u_{i}^{m+1} - u_{i}^{m}}{\Delta t} = \frac{D_{i-1,i}^{m+1}\left(u_{i-1}^{m+1} - u_{i}^{m+1}\right)}{(\Delta x)^2} - \frac{D_{i,i+1}^{m+1}\left(u_{i}^{m+1} - u_{i+1}^{m+1}\right)}{(\Delta x)^2}$	4.3
	implizit: $\frac{\vartheta_{i}^{m+1} - \vartheta_{i}^{m}}{\Delta t} = \left(\left[\frac{\lambda}{r_u c_{fH}} \right]_{i-1,i}^{m+1} \frac{\left(\vartheta_{i-1}^{m+1} - \vartheta_{i}^{m+1}\right)}{(\Delta x)^2} \right) - \left(\left[\frac{\lambda}{r_u c_{fH}} \right]_{i,i+1}^{m+1} \frac{\left(\vartheta_{i}^{m+1} - \vartheta_{i+1}^{m+1}\right)}{(\Delta x)^2} \right)$	4.4
Anfangsbedingungen: $u(0,x) = \text{konst.}$; $u_{i}^{0} = \text{konst.}$ $\vartheta(0,x) = \text{konst.}$; $\vartheta_{i}^{0} = \text{konst.}$ $i = 1, .., n$	$u_n = u_{n-2}$ $\quad u_{Ph} = (u_1 + u_0)/2$ $\vartheta_n = \vartheta_{n-2}$ $\quad \vartheta_{Ph} = (\vartheta_1 + \vartheta_0)/2$	
Randbedingungen: $\dot{m}_D = \sigma (Y_{Ph} - Y_\infty) = D\, r_0 \left. \frac{\partial u}{\partial x} \right\vert_{Ph}$; $\sigma \left(Y_{Ph}^{m+1} - Y_\infty \right) = \frac{D_{0,1}^{m+1}\, r_0 \left(u_{1}^{m+1} - u_{0}^{m+1} \right)}{\Delta x}$		4.5
$\dot{q} = \alpha (\vartheta_\infty - \vartheta_{Ph}) = \underbrace{-\lambda \left. \frac{\partial \vartheta}{\partial x} \right\vert_{Ph}}_{\text{Erwärmung}} + \underbrace{\sigma (Y_{Ph} - Y_\infty) \Delta h_{VB}}_{\text{Verdunstung}}$; $\alpha \left(\vartheta_\infty - \vartheta_{Ph}^{m+1} \right) = -\frac{\lambda_{0,1}^{m+1} \left(\vartheta_{1}^{m+1} - \vartheta_{0}^{m+1} \right)}{\Delta x} + \sigma \left(Y_{Ph}^{m+1} - Y_\infty \right) \Delta h_{VB}$		4.6
Stabilitätsbedingungen für das explizite Differenzenverfahren a) $\Delta t < \frac{(\Delta x)^2}{2D}$; b) $\Delta t < \frac{(\Delta x)^2}{2a}$		4.7

In ähnlicher Weise ist der Wärmestrom $\dot{q}$ an der Brettoberfläche zu bestimmen (Gl. 4.4). Die an das Holz durch Konvektion abgegebene Wärmemenge ist gleich der Temperaturdifferenz ($\vartheta_\infty - \vartheta_{Ph}$) in der Grenzschicht mal dem Wärmeübergangskoeffizient α. Sie wird zur Erwärmung des feuchten Holzes und zur Verdunstung des Wassers benötigt. Auch hier wird nach der fiktiven Temperatur in der Schicht 0 aufgelöst und der Ausdruck in die Differenzengleichung der Schicht 1 eingesetzt. Der an der Brettoberfläche vorherrschende absolute Wassergehalt Y_{Ph} wird für beide Randbedingungen benötigt. Er wird aus der Holzfeuchte $(u_1+u_0)/2$ und der Temperatur $(\vartheta_1+\vartheta_0)/2$ an der Phasengrenze sowie den Sorptionseigenschaften berechnet. Hierbei wird unterstellt, dass sich an der Phasengrenze ohne Verzögerung die Holz-Ausgleichsfeuchte einstellt, die der rel. Luftfeuchte und Temperatur an der Brettoberfläche entspricht. Die Übersicht 4.2 zeigt nochmals detailliert das Vorgehen für die Berechnung der Feuchteverteilung im Brettquerschnitt am Beispiel des impliziten Differenzenverfahrens. Zur Vereinfachung der Schreibweise wird in der Differenzengleichung der Ausdruck $(D \cdot \Delta\vartheta)/\Delta x^2$ durch die Variable k (dimensionslose Form des Diffusionskoeffizienten) ersetzt. Diese Gleichung wird so umgeformt, dass die zu berechnenden Werte zum Zeitpunkt (m+1) auf der linken und die bekannten Holzfeuchten zur Zeit m auf der rechten Seite stehen. Für die Schicht 1 wird der aus der Bilanzgleichung erhaltene Ausdruck für die Holzfeuchte u der Schicht 0 zur Zeit (m+1) eingesetzt. Die Gleichungen der Schichten 2 bis 8 entsprechen der Gl. 4.3.2. In der Brettmitte ergibt die Differenzengleichung durch Anwendung der Symmetrieeigenschaften den in Gl. 4.3.3 angegebenen Ausdruck.

Somit steht nun ein lineares System mit 9 Gleichungen zur Verfügung, das üblicherweise durch eine System- bzw. Koeffizientenmatrix (dimensionslose Diffusionskoeffizienten), dem Lösungsvektor (gesuchtes Holzfeuchteprofil zur Zeit (m+1)) und dem Konstantvektor (bekanntes Holzfeuchteprofil zur Zeit m) formuliert wird. Die symmetrische Koeffizientenmatrix ist dabei tridiagonal und somit schwach besetzt (vgl. Übersicht 4.3). Zur Lösung dieses Gleichungssystems bietet sich ein vereinfachter GAUSS-Algorithmus ohne Pivotisierung an (vgl. TÖRING, 1979, S. 146; ERNST, 1984, S. 95; STÖCKER, 1995, S. 424; ENGELN-MÜLLGES, 1991, S. 87). Hierbei wird entsprechend der Rechenregeln in Übersicht 4.3 die Koeffizientenmatrix ausgehend von Schicht n = 1 bis zur Schicht n = 9 so umgeformt, dass die Werte b_2 bis b_{n-1} unterhalb der Hauptdiagonalen entfallen (Vorwärtselimination). Die Koeffizienten a_1 bis a_{n-1} ändern sich zu f_1 bis f_{n-1}, die Werte für c_1 bis c_{n-2} bleiben unverändert. Aus der umgeformten Koeffizientenmatrix und dem transformierten Holzfeuchtevektor zur Zeit m (rechte Seite des Gleichungssystems) kann anschließend durch Rückwärtssubstitution von Schicht n = 9 nach Schicht n = 1 der Holzfeuchtevektor zur Zeit (m+1) errechnet werden. Die für die Temperaturverteilung über dem Brettquerschnitt anzuwendenden impliziten Gleichungen und die sich daraus ergebende Matrix der dimensionslosen Temperaturleitzahlen sowie der Temperaturvektoren für die Zeiten (m+1) und m sind im Anhang 3 aufgeführt.

In Übersicht 4.1 sind alle Gleichungen für den instationären Stoff- und Wärmetransport angegeben. Entsprechend dem Vorschlag von VOGEL (1989) kann die Berechnung explizit oder implizit, mit oder ohne Berechnung des Temperaturprofils erfolgen. Bei der Berechnung ohne Temperaturprofil wird die an der Phasengrenze bestimmte Holztemperatur als konstant über dem Querschnitt angenommen und einheitlich für die Berechnung des Diffusionskoeffizienten angewendet. Soll das sich einstellende Temperaturprofil berücksichtigt werden, so sind die beiden Gleichungssysteme für Holzfeuchte und Holztemperatur simultan zu lösen. Die Suche nach der Feuchte- bzw. Temperaturverteilung beginnt bei der äußersten Schicht mit den vorgegebenen Randbedingungen. Die Iteration wird erst dann verlassen, wenn die an der Phasengrenze ermittelte Holzfeuchte bzw. -temperatur als Folge der Feuchte- und Wärmebewegung im Holzinneren mit den Werten übereinstimmt, die sich aus der Stoff- und Wärmeübertragung an der Holzoberfläche ergeben.

Übersicht 4.2: Gleichungen zur Berechnung der Feuchteverteilung im Brettquerschnitt
(Lösung der partiellen Differenzialgleichung mit dem impliziten Differenzenverfahren)

$$\frac{u_{i}^{m+1} - u_{i}^{m}}{\Delta t} = \frac{D_{i-1,i}^{m+1}\left(u_{i-1}^{m+1} - u_{i}^{m+1}\right)}{(\Delta x)^2} - \frac{D_{i,i+1}^{m+1}\left(u_{i}^{m+1} - u_{i+1}^{m+1}\right)}{(\Delta x)^2} \qquad 4.3$$

$$k_i = \frac{D_{i}^{m+1}\,\Delta t}{(\Delta x)^2}$$

$$u_{i}^{m+1} - u_{i}^{m} = k_{i-1,i}\,u_{i-1}^{m+1} - k_{i-1,i}\,u_{i}^{m+1} - k_{i,i+1}\,u_{i}^{m+1} + k_{i,i+1}\,u_{i+1}^{m+1}$$

$$\Rightarrow \quad u_{i}^{m+1} + k_{i-1,i}\,u_{i}^{m+1} + k_{i,i+1}\,u_{i}^{m+1} - k_{i-1,i}\,u_{i-1}^{m+1} - k_{i,i+1}\,u_{i+1}^{m+1} = u_{i}^{m}$$

$$\Rightarrow \quad -k_{i-1,i}\,u_{i-1}^{m+1} + (1 + k_{i-1,i} + k_{i,i+1})\,u_{i}^{m+1} - k_{i,i+1}\,u_{i+1}^{m+1} = u_{i}^{m}$$

für Schicht i = 1 (Brettoberfläche): 4.3.1

$$-k_{0,1}\,u_{0}^{m+1} + (1 + k_{0,1} + k_{1,2})\,u_{1}^{m+1} - k_{1,2}\,u_{2}^{m+1} = u_{1}^{m}$$

$$u_{0}^{m+1} = u_{1}^{m+1} - \frac{\sigma\,(Y_{Ph} - Y_{\infty})\,\Delta x}{D_{0,1}^{m+1}\,r_0}$$

$$\Rightarrow \quad (1 + k_{1,2})\,u_{1}^{m+1} - k_{1,2}\,u_{2}^{m+1} = u_{1}^{m} - \underbrace{\frac{\sigma\,(Y_{Ph} - Y_{\infty})\,\Delta t}{\Delta x\, r_0}}_{C_1}$$

für i = 2, .. , n – 2: 4.3.2

$$-k_{i-1,i}\,u_{i-1}^{m+1} + (1 + k_{i-1,i} + k_{i,i+1})\,u_{i}^{m+1} - k_{i,i+1}\,u_{i+1}^{m+1} = u_{i}^{m}$$

für Schicht i = n – 1 (Brettmitte): 4.3.3

$$-k_{n-2,n-1}\,u_{n-2}^{m+1} + (1 + k_{n-2,n-1} + k_{n-1,n})\,u_{n-1}^{m+1} - k_{n-1,n}\,u_{n}^{m+1} = u_{n-1}^{m}$$

$$u_{n-2}^{m+1} = u_{n}^{m+1} \quad ; \quad k_{n-2,n-1} = k_{n-1,n}$$

$$\Rightarrow \quad -2\,k_{n-2,n-1}\,u_{n-2}^{m+1} + (1 + 2\,k_{n-2,n-1})\,u_{n-1}^{m+1} = u_{n-1}^{m}$$

$$\begin{bmatrix}
 & 1 & 2 & 3 & \dots & n-1 \\
1 & 1+k_{1,2} & -k_{1,2} & 0 & & \\
2 & -k_{1,2} & 1+k_{1,2}+k_{2,3} & -k_{2,3} & \dots & \\
3 & 0 & -k_{2,3} & 1+k_{2,3}+k_{3,4} & \dots & \\
4 & & 0 & -k_{3,4} & \dots & \\
\vdots & & & 0 & \dots & \\
 & & & & \dots & \\
n-1 & & & & &
\end{bmatrix}
\times
\begin{Bmatrix} u_{1}^{m+1} \\ u_{2}^{m+1} \\ u_{3}^{m+1} \\ u_{4}^{m+1} \\ \vdots \\ u_{n-1}^{m+1} \end{Bmatrix}
=
\begin{Bmatrix} u_{1}^{m} - C_1 \\ u_{2}^{m} \\ u_{3}^{m} \\ u_{4}^{m} \\ \vdots \\ u_{n-1}^{m} \end{Bmatrix}$$

Übersicht 4.3: Vereinfachter GAUSS-Algorithmus zur Lösung eines Gleichungssystems mit tridiagonaler Matrix

$$[A] \times \{u_{m+1}\} = \{u_m\} \qquad 4.8$$

Koeffizientenmatrix (tridiagonal) (dimensionslose Diff.-Koeffizienten)

Holzfeuchteverteilung zur Zeit (m+1) m

$$\begin{bmatrix} a_1 & c_1 & 0 & & 0 \\ b_2 & a_2 & c_2 & & \\ & \ddots & \ddots & \ddots & \\ 0 & & b_{n-1} & a_{n-2} & c_{n-2} \\ 0 & & & b_{n-1} & a_{n-1} \end{bmatrix} \times \begin{Bmatrix} u^{m+1}_1 \\ u^{m+1}_2 \\ \vdots \\ u^{m+1}_{n-1} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} u^{m}_1 \\ u^{m}_2 \\ \vdots \\ u^{m}_{n-1} \end{Bmatrix}$$

Vorwärtselimination:

$$f_1 = a_1 \quad ; \quad z^m_1 = u^m_1$$

$$f_i = a_i - \frac{b_i}{f_{i-1}} c_{i-1} \quad ; \quad z^m_i = u^m_i - \frac{b_i}{f_{i-1}} z^m_{i-1} \qquad \text{für } i = 2, 3, .. n-1$$

$$[B] \times \{u_{m+1}\} = \{z_m\} \qquad 4.9$$

$$\begin{bmatrix} f_1 & c_1 & 0 & & 0 \\ & f_2 & c_2 & & \\ & & \ddots & \ddots & \\ 0 & & & f_{n-2} & c_{n-2} \\ 0 & & & & f_{n-1} \end{bmatrix} \times \begin{Bmatrix} u^{m+1}_1 \\ u^{m+1}_2 \\ \vdots \\ u^{m+1}_{n-1} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} z^{m}_1 \\ z^{m}_2 \\ \vdots \\ z^{m}_{n-1} \end{Bmatrix}$$

Rückwärtssubstitution:

$$u^{m+1}_{n-1} = \frac{z^m_{n-1}}{f_{n-1}}$$

$$u^{m+1}_i = \frac{1}{f_i}\left(z^m_i - c_i\, u^{m+1}_{i+1}\right) \qquad \text{für } i = n-2, n-3, .. 1$$

Wie in Kap. 3.3 beschrieben, ist zwischen 1. und 2. Trocknungsabschnitt zu unterscheiden. In der Simulation wird dieser Umstand dadurch berücksichtigt, dass bei Holzfeuchten über Fasersättigung an der Brettoberfläche die Kühlgrenztemperatur angenommen wird.

4.2 Trocknungsspannungen

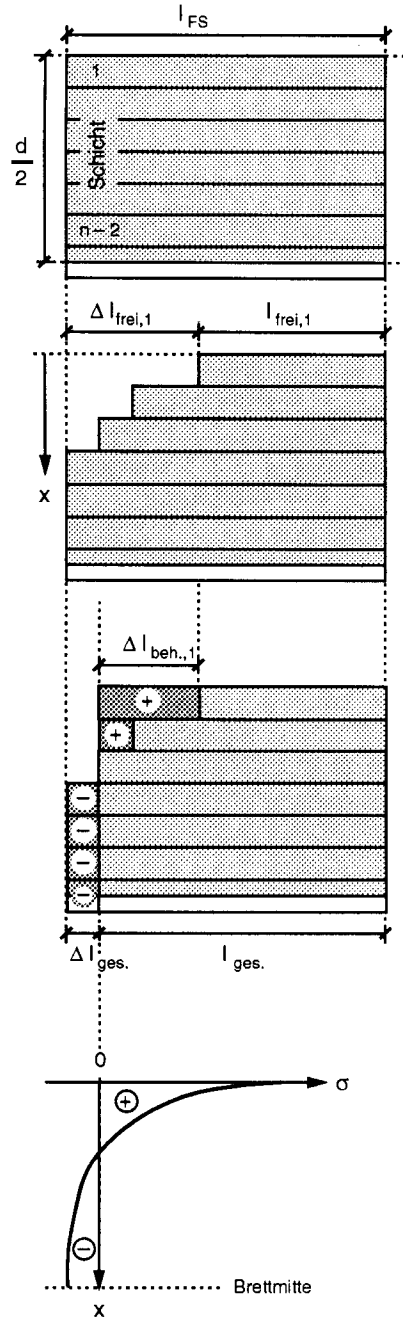
Bei der konventionellen Trocknung, in der die Austrocknung des Holzes über die Brettoberfläche erfolgt, sind Trocknungsspannungen unvermeidlich. Erreicht die Oberfläche eine Holzfeuchte unterhalb Fasersättigung, so wird die einsetzende Schwindung durch die noch feuchten Innenschichten behindert. Trocknungsspannungen resultieren aus unterschiedlichen Holzfeuchten im Brettquerschnitt, deren Verlauf und Höhe durch die Wahl der Trocknungsbedingungen beeinflussbar ist. Ziel der Trocknungsführung ist es, zu starke Feuchtegradienten zu vermeiden, die zu Trocknungsschäden führen. Besonders Risse in der Oberfläche zu Trocknungsbeginn sowie Innenrisse und Verschalung zum Ende der Trocknung verhindern u.U. die Weiterverarbeitung und führen damit zum totalen Wertverlust. Schon RAMSPECK (1936, S. 19) bezeichnete als günstigste Trocknung „diejenige Trocknung bei der keine Beschädigung des Trocknungsgutes auftritt und ein Endprodukt mit gleichförmiger Nässeverteilung in kürzester Zeit erzielt wird." Zur Berechnung der günstigsten Trocknungszeit einer Holzart benötigte RAMSPECK a) die Diffusionszahlen in radialer Richtung, b) die max. zulässige tangentiale Zugdehnung und c) die tangentiale Quellungsmaße, da Bretter mit liegenden Jahrringen die größte Rissgefahr infolge der größeren Schwindung und geringeren Festigkeit in Brettebene aufweisen.

Auch andere Forscher vereinfachten die Beschreibung der Trocknungsspannungen auf ein eindimensionales Problem, indem die Spannungsentwicklung nur senkrecht zur Brettoberfläche untersucht wurde (u. a. McMILLEN, 1955; SIIMES, 1967; LESSARD, 1978; MORGAN, THOMAS, LEWIS, 1982; WELLING, 1986; VOGEL, 1989). Dabei wird unterstellt, dass die Feuchteabgabe überwiegend über die der Trocknungsluft ausgesetzten Brettoberfläche stattfindet. Der Einfluss der Brettkante und der Brettenden auf das Feuchteprofil ist in der Regel gering und wird bei diesen Betrachtungen vernachlässigt.

Die Übersicht 4.4 a) bis c) zeigt vereinfacht die Entstehung von Trocknungsspannungen und die hierbei verwendeten Begriffe in einer Bretthälfte während der Trocknung unter Anwendung eines **elastischen Modells**. Die Längenänderung ε_{frei} der Brettschichten, die sich entsprechend ihrer Holzfeuchte bei unbehinderter Schwindung ergeben würden, stellt Abb. 4.4 b) dar. Da die Schwindung der Randschichten aber durch die innen liegenden Schichten behindert wird, ergeben sich die in Abb. 4.4 c) eingezeichneten Zugspannungen an der Oberfläche und Druckspannungen in Brettmitte. Die Brettbreite reduziert sich über die gesamte Brettdicke um den Betrag $\Delta l_{ges.}$. Grundsätzlich wird von einem Gleichgewicht der Zug- und Druckspannungen ausgegangen, der Brettquerschnitt verformt sich nicht und bleibt eben, so dass die Gesamtdeformation des Brettes $\varepsilon_{ges.}$ berechnet werden kann. Die Spannung in den einzelnen Schichten resultiert aus der unbehinderten Schwindung ε_{frei} minus der Gesamtdeformation $\varepsilon_{ges.}$ (Gl. 4.13). Wendet man das HOOKsche Gesetz an, indem man das Holz als elastisches Material ansieht, so errechnet sich die Schichtspannung als Produkt der behinderten Schwindung $\varepsilon_{beh.,i}$ (Gl. 4.13) und dem E-Modul E_{tan} in tangentialer Richtung (Gl. 4.14). Der hierfür benötigte Wert von $\varepsilon_{ges.}$ ergibt sich aus dem Spannungsgleichgewicht im Brettquerschnitt, indem man Gl. 4.13 in Gl. 4.15 einsetzt und nach $\varepsilon_{ges.}$ auflöst. Auf ein Modell mit Brettschichten übertragen ergibt sich die Gesamtdeformation $\varepsilon_{ges.}$ als Summe von $(\varepsilon_{frei,i} \bullet E_{tan,i})$ geteilt durch die Summe der E-Module $E_{tan,i}$ (Gl. 4.17), wobei die Schicht 9 aufgrund der vorgenommenen Einteilung nur zur Hälfte berücksichtigt wird (vgl. Abb. 4.1). Unterstellt man ein rein elastisches Verformungsverhalten von Holz, so könnten die Trocknungsspannungen aus der Feuchteverteilung, den Schwindungswerten und dem feuchte- und temperaturabhängigen E-Modul der Schichten berechnet werden. Die so berechneten Werte liegen jedoch viel höher als die tatsächlich an Proben ermittelten und übersteigen auch die maximale Querzugfestigkeit.

Übersicht 4.4:

Entstehung von Trocknungsspannungen in einer Bretthälfte bei eindimensionaler Trocknung und elastischem Stoffgesetz



b) freie Schwindung

$$\varepsilon_{frei,i} = \frac{\Delta l_{frei,i}}{l_{FS}} = \beta_{tan}(u_i) \approx \frac{\beta_{tan}}{100\, u_{FS}} (u_{FS} - u_i) \qquad 4.10$$

$$\Delta l_{frei,i} = \varepsilon_{frei,i}\, l_{FS} = \beta_{tan}(u_i)\, l_{FS} \approx \frac{d\,\beta_{tan}}{du} (u_{FS} - u_i)\, l_{FS}$$

c) behinderte Schwindung

$$\varepsilon_{ges.} = \frac{\Delta l_{ges.}}{l_{FS}} \Leftrightarrow \Delta l_{ges.} = \varepsilon_{ges.}\, l_{FS} \qquad 4.11$$

$$\varepsilon_{beh.,i} = \frac{\Delta l_{beh.,i}}{l_{frei,i}} = \frac{\Delta l_{frei,i} - \Delta l_{ges.}}{l_{FS} - \Delta l_{frei,i}} \qquad 4.12$$

$$= \frac{\varepsilon_{frei,i} - \varepsilon_{ges.}}{1 - \varepsilon_{frei,i}}$$

$$\approx \varepsilon_{frei,i} - \varepsilon_{ges.} \quad \text{für } \varepsilon_{frei,i} \ll 1 \quad \text{(Vereinfachung)} \qquad 4.13$$

Trocknungsspannung als Folge der behinderten Schwindung

$$\sigma(x) = \varepsilon_{beh.}(x)\, E_{tan.}(x) \;;\; \sigma_i = \varepsilon_{beh.,i}\, E_{tan.,i} \quad \text{(HOOKEsches Gesetzt)} \qquad 4.14$$

Gleichgewicht der Zug- und Druckspannungen

$$\int_{x=0}^{d/2} \sigma(x)dx = 0 = \int_{x=0}^{d/2} \left(\varepsilon_{beh.}(x)\, E_{tan.}(x)\right) dx \qquad 4.15$$

$$0 \approx \int_{x=0}^{d/2} \left(\varepsilon_{frei}(x)\, E_{tan.}(x)\right) dx - \int_{x=0}^{d/2} \left(\varepsilon_{ges.}\, E_{tan.}(x)\right) dx$$

$$\Rightarrow \varepsilon_{ges.} = \frac{\int_{x=0}^{d/2} \left(\varepsilon_{frei}(x)\, E_{tan.}(x)\right) dx}{\int_{x=0}^{d/2} E_{tan.}(x)\, dx} \qquad 4.16$$

$$\approx \frac{\beta_{tan.}}{100\, u_{FS}} \left[\frac{\sum_{i=1}^{n-2} \left[(u_{FS} - u_i)\, E_{tan.,i} \right] + \frac{1}{2} (u_{FS} - u_{n-1})\, E_{tan.,n-1}}{\sum_{i=1}^{n-2} \left[E_{tan.,i} \right] + \frac{1}{2} E_{tan.,n-1}} \right] \qquad 4.17$$

mit

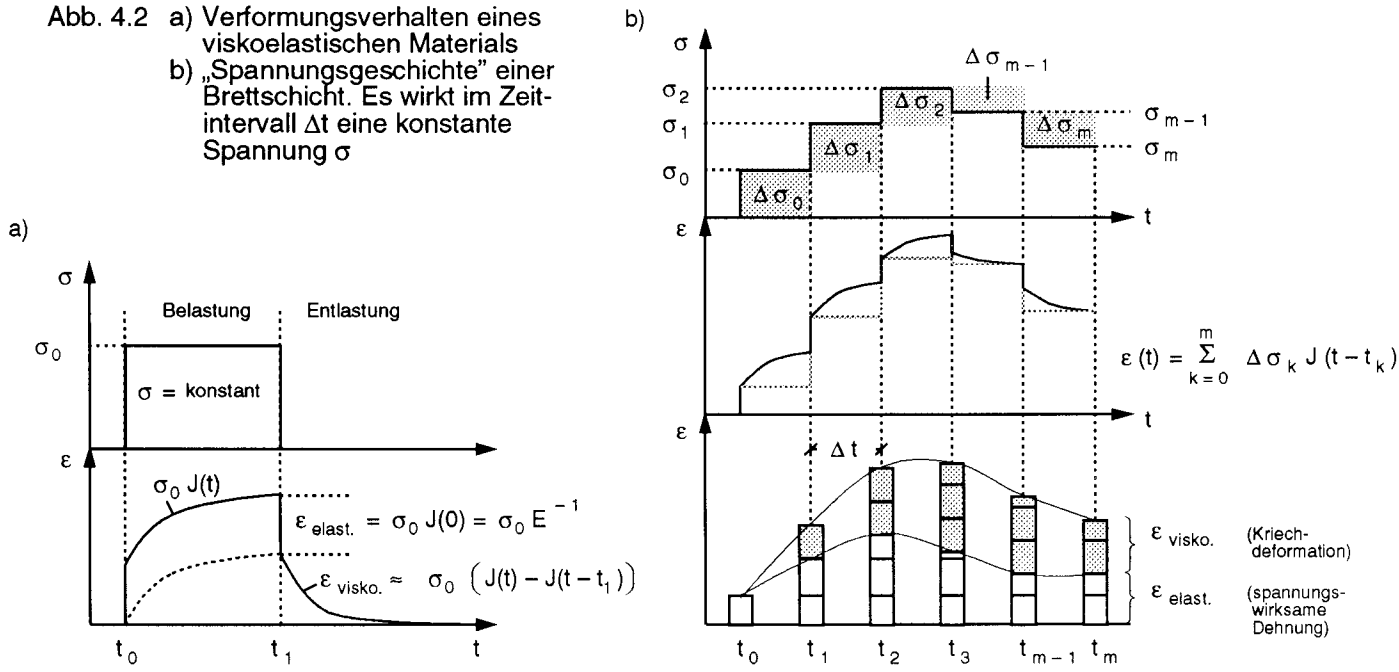
l	Brettbreite	[mm]	ε	Dehnung	[1]	Index:	
d	Brettdicke	[mm]	β	Schwindmaß	[%]		
u	Holzfeuchte	[%]	σ	Spannung	[N/mm²]	FS Fasersättigung	frei unbehinderte Schwindung
Δ	Differenz		E	E-Modul	[N/mm²]	i Schichtindex	ges. einheitliche Dehnung über die gesamte Brettbreite
						n Anz. der Brettschichten	tan. tangential

Die gemessenen Feuchteverteilungen hätten somit, z.B. in den Untersuchungen von SIIMES (1955), in jedem Fall zu Rissen führen müssen, die jedoch nicht beobachtet wurden. Die mangelnde Übereinstimmung der Berechnungen mit den Versuchsergebnissen liegt nach SIIMES unter anderem darin, dass die plastische Deformation beim Überschreiten der Proportionalitätsgrenze nicht berücksichtigt wurde und auch viskoelastische Verformungsanteile den Anteil der spannungswirksamen Dehnung reduzieren. Mit einem rein elastischen Modellansatz können somit weder die tatsächlichen Trocknungsspannungen, noch die Spannungsumkehr während der Trocknung sowie die Restspannungen am Ende der Trocknung vorhergesagt werden.

Das Trocknungsmodell von VOGEL (1989) berücksichtigt neben den elastischen Eigenschaften auch Kriechdeformationen und berechnet die Trocknungsspannungen mit einem **visko-elastischen Modell**. Hierdurch wird es möglich, die Spannungsgeschichte zu berücksichtigen. Abbildung 4.2 a) zeigt das Verformungsverhalten eines viskoelastischen Körpers bei Be- und Entlastung. Beim Aufbringen der Last erfolgt eine sofortige elastische Deformation. Anschließend steigt die Dehnung entsprechend einer Kriechfunktion J(t) weiter an. Bei Entlastung zur Zeit t_1 verkürzt sich die Dehnung sprunghaft um den elastischen Betrag und im weiteren Verlauf findet ein vollständiger, zeitabhängiger Abbau der viskoelastischen Dehnung statt (vgl. GÖLDNER, HOLZWEIßIG (1989, S. 406 ff). Unterstellt man für bestimmte Zeitintervalle eine konstante Last, so führt die Zu- und Abnahme der Spannung um den Betrag $\Delta\sigma$ zu den in Abb. 4.2 b) eingezeichneten Dehnungen. Jede Spannungsänderung $\Delta\sigma$ führt somit zu einer elastischen $\varepsilon_{elast.}$ und einer Kriechdehnung ε_{visko} im jeweiligen Zeitschritt. Vereinfachend unterstellt VOGEL (1989), dass nach Ablauf von einer Stunde die Kriechdeformation abgeschlossen ist. Da die Spannungen im Stundenintervall berechnet werden, ergibt sich die spannungswirksame Dehnung $\varepsilon_{elast.}$ aus der freien Schwindung ε_{frei} minus der Gesamtdeformation $\varepsilon_{ges.}$ und der Kriechdeformation $\varepsilon_{visko.}$, die die Summe der Kriechdeformationen aus den einzelnen Zeitintervallen darstellt.

Die formalen Berechnungsvorschriften, mit denen VOGEL (1989) die Trocknungsspannungen im einzelnen berechnet, sind in der Übersicht 4.5 zusammengefasst. Die Dehnung ε_{frei} infolge der unbehinderten Schwindung wird aus der Rohdichte r_0 abgeleitet (Gl. 4.19), wobei die Regressionsfunktionen auf den von KOLLMANN (1951) angegebenen Werten beruhen.

Abb. 4.2 a) Verformungsverhalten eines viskoelastischen Materials
b) „Spannungsgeschichte" einer Brettschicht. Es wirkt im Zeitintervall Δt eine konstante Spannung σ



Übersicht 4.5 Berechnung der Trocknungsspannungen nach R. VOGEL (1989)

$$\sigma_{i,m} = \left(\varepsilon_{frei,i} - \varepsilon_{ges.} - \overbrace{\varepsilon_{visko.,i,m}}^{\varepsilon_{elast.i,m}}\right) E_{tan.,i} \quad [N/mm^2] \qquad \text{für } u_i < 0.33 \text{ [kg/kg]} \qquad 4.18$$

$$\varepsilon_{frei,i} = \frac{\alpha_{tan.} - \alpha_{tan.}(u_i)}{1 + \alpha_{tan.}(u_i)} = \frac{\Delta l_{frei,i}}{l_{FS,i}} = \beta_{tan.,i}(u_i) \qquad \text{für } u_i < 0.30 \text{ [kg/kg]} \qquad 4.19$$

$$\alpha_{tan.}(u_i) = \frac{\alpha_V(u_i)}{1 + \frac{\alpha_{rad.}(u_i)}{\alpha_{tan.}(u_i)} + \frac{\alpha_{lon.}(u_i)}{\alpha_{tan.}(u_i)}} \Leftrightarrow \alpha_V(u_i) = \alpha_{tan.}(u_i) + \alpha_{rad.}(u_i) + \alpha_{lon.}(u_i) \qquad 4.20$$

$$\frac{\alpha_{rad.}(u_i)}{\alpha_{tan.}(u_i)} = 0.3166 + 0.6913\, r_0 - 0.05179\, r_0^2 \qquad 4.21$$

$$\frac{\alpha_{lon.}(u_i)}{\alpha_{tan.}(u_i)} \approx \frac{1}{23} \approx \frac{\beta_{lon.}(u_i)}{\beta_{tan.}(u_i)} \qquad 4.22$$

(s. Kollmann, 1951, S. 419)

$$\alpha_V(u_i) = 0.84\, r_0\, u_i \qquad \text{(s. Kollmann, 1951, S. 335)} \qquad 4.23$$

$$\alpha_{tan.}(u_i) = \frac{r_0\, u_i}{1.619 + 0.823\, r_0 - 0{,}06165\, r_0^2} \qquad \text{mit } r_0 \text{ in [g/cm}^3\text{]} \qquad 4.24$$

$$\varepsilon_{ges.} = \frac{\sum_{i=1}^{n-2}\left(\varepsilon_{elast.i,m} E_{tan.,i}\right) + \frac{1}{2}\varepsilon_{elast.,n-1} E_{tan.,n-1}}{\sum_{i=1}^{n-2}\left(E_{tan.,i}\right) + \frac{1}{2} E_{tan.,n-1}} \qquad \text{Spannungsgleichgewicht im Brettquerschnitt bei einachsiger Belastung (vgl. Übersicht. 4.4)} \qquad 4.25$$

$$\varepsilon_{visko.,i,m} = \sum_{k=0}^{m-1}\left(\Delta\varepsilon_{visko.,i,k}\right) + \Delta\varepsilon_{visko.,i,m} \qquad \text{Kriechdeformation als Funktion der "Spannungsgeschichte" (vgl. Abb. 4.2) und der Kriechfunktion} \qquad 4.26$$

$$\Delta\varepsilon_{visko.,i,m} = \Delta J_i \; \Delta\sigma_{i,m}$$

$$= \underbrace{\sum_{k=0}^{m-1}\left(\Delta J_i \; \Delta\sigma_{i,k}\right)}_{\text{Kriechdeformation bis zur Zeit } m-1} + \underbrace{\left(\Delta J_i \left[\sigma_{i,m} - \sigma_{i,m-1}\right]\right)}_{\text{Kriechdeformation im letzten Zeitschritt}} \qquad 4.27$$

$$\Delta J_i = \frac{(0.01 + 3.1\, u_i) \cdot 10^{-2}}{(1 - 0.0056 \cdot (\vartheta_i - 20) + 0.0019 \cdot (r_0 - 450))} \qquad \text{für } u_i < 0.33 \text{ [kg/kg]} \qquad 4.28$$

$$E_{tan.,i} = (40. + 2.12 \cdot 10^{-3}\, r_0)(1 - 4.37 \cdot (u_i - 0.12) - 0.0032\,(\vartheta_i - 20)) \qquad \text{für } u_i \begin{cases} > 0.08 \\ < 0.18 \end{cases} \text{ [kg/kg]} \qquad 4.29$$

$$\sigma_{i,m} = \left[\varepsilon_{frei,i,m} - \varepsilon_{ges.,m} - \sum_{k=0}^{m-1}\left(\Delta J_i \; \Delta\sigma_{i,k}\right)\right] E_{tan.,i} - \Delta J_i \; \sigma_{i,m} E_{tan.,i} + \Delta J_i \; \sigma_{i,m-1} E_{tan.,i} \qquad 4.30$$

$$= \frac{\left[\varepsilon_{frei,i,m} - \varepsilon_{ges.,m} - \sum_{k=0}^{m-1}\left(\Delta J_i \; \Delta\sigma_{i,k}\right)\right] E_{tan.,i} + \Delta J_i \; \sigma_{i,m-1} E_{tan.,i}}{1 + \Delta J_i \; E_{tan.,}} \qquad 4.31$$

Fortsetzung Übersicht 4.5

mit	σ	Trocknungsspannung	[N/mm^2]	Index:		
	u	Holzfeuchte	[%]	i	Brettschicht	
	r_0	Rohdichte (u = 0%)	[kg/m^3]	n	Anz. der Brettschichten (vgl. Abb. 4.1)	
	ϑ	Temperatur	[°C]	m	Zeitschritt	
	E	Elastizitätsmodul	[N/mm^2]	tan.	tangential	
	ε	Dehnung	[1]	rad.	radial	
	α	Quellmaß	[1]	lon.	longitudinal	
	β	Schwindmaß	[1]	FS	Fasersättigungsfeuchte	
	l	Brettbreite	[mm]	visko.	viskoelastisch	
	ΔJ	Reduktionsfaktor (Kriechfunktion)	[mm^2/N]	ges.	Gesamtdehnung in Schwindungsrichtung	vgl. Übersicht 4.2
				frei	bei unbehinderter Schwindung	
				elast.	elastische Rückfederung (spannungswirksame Dehung)	

Die Gesamtdehnung $\varepsilon_{ges.}$ berechnet sich entsprechend dem elastischen Modell aus dem Spannungsgleichgewicht im Brettquerschnitt. Da bei der Berechnung der Spannungen die Gesamtdehnung benötigt wird, erfolgt die Berechnung iterativ. Hierbei wird die Gesamtdehnung solange verändert, bis die Summe der Schichtspannungen Null ergibt. Die Kriechdeformation wird entsprechend Gleichung 4.26 bestimmt, indem für jeden Zeitschritt die Spannungsdifferenz $\Delta\sigma$ mit der Kriechfunktion ΔJ (Gl. 4.28) multipliziert und aufsummiert wird. Aufgrund der vereinfachten Annahme, dass die Kriechdeformation nach einer Stunde abgeschlossen ist, stellt die hier benutzte Kriechfunktion ΔJ einen rohdichte-, temperatur- und holzfeuchteabhängigen Korrekturfaktor dar. Sie ersetzt somit nach VOGEL (1989, S. 88) „die zeitabhängige viskoelastische Deformation durch eine quasispontane elastische Deformation, mit der der numerische Aufwand bedeutend reduziert wird." Der tangentiale E-Modul $E_{tan.}$ wird nach Gl. 4.29 bestimmt, in der ebenfalls die Rohdichte, die Temperatur und die Holzfeuchte im Bereich zwischen 8 % und 18 % eingehen.

Für das von VOGEL (1989) verwendete eindimensionale Schichtmodell ergibt sich die Spannung σ_i der Schicht i zum Zeitpunkt m nach Gl. 4.30. Hierbei wird die Kriechdehnung $e_{visko.}$ in die Anteile bis zur Zeit (m – 1) und dem letzten Zeitschritt m aufgeteilt. In der Berechnung des Inkrements der Kriechdeformation ist noch die zu berechnende Spannung $\sigma_{i,m}$ enthalten (Gl. 4.27), so dass die Gleichung 4.30 nach $\sigma_{i,m}$ aufzulösen ist. Es ergibt sich Gleichung 4.31, mit der für jeden Zeitpunkt die aktuelle Schichtspannung aus der freien Schwindung für Holzfeuchten unter 33 %, der Spannungsabnahme durch Kriechen und der iterativ zu bestimmenden Gesamtdeformation berechnet werden kann.

WELLING (1987) berücksichtigt neben der viskoelastischen Verformung zusätzlich plastische Verformungsanteile bei der Spannungsberechnung und dieser Ansatz ist damit ein Beispiel für ein **viskoelastisch-plastisches Modell**. Dieser Modellansatz basiert auf der Arbeit von LESSARD (1978). Die im Folgenden zu beschreibende Technik zur Ermittlung sofortiger plastischer Deformationsanteile wurde schon von MANSON (1968, S. 113) im Zusammenhang mit Wärmespannungen skizziert. Die spannungswirksame Dehnung $\varepsilon_{elast.}$ errechnet sich bei WELLING (1987) aus vier Dehnungskomponenten (Gl. 4.3.2) . Dabei wird die durch die Schwindung verursachte Dehnung ε_{frei} reduziert durch die Gesamtdehnung $\varepsilon_{ges.}$ sowie einer sofortigen plastischen Deformation $\varepsilon_{(plast.)}$ und einem viskoelastisch-plastischen Kriechen $\varepsilon_{(visko.+plast.)}$. Übersicht 4.6 zeigt die hierbei zugrunde gelegten Formeln. Die verwendeten Holzeigenschaften werden in Kap. 5.8 beschrieben.

Die Dehnung ε_{frei} infolge freier Schwindung errechnet sich aus den in der Literatur aufgeführten Werten der differentiellen Schwindung $d\beta_{tan}/du$ mal der schwindungswirksamen Feuchtedifferenz $(u_{FS} - u_i)$ (Gl. 4.34). Damit wird eine lineare Schwindung im gesamten hygroskopischen

Übersicht 4.6 Berechnung der Trocknungsspannungen nach WELLING (1987)

$$\sigma_{i,m} = \left(\varepsilon_{frei,i} - \varepsilon_{ges.} - \varepsilon_{(plast.),i,m} - \varepsilon_{(visko.+plast.),i,m}\right) E_{tan.,i} \quad [N/mm^2] \qquad \text{für } u_i < u_{FS}\ [\%] \qquad 4.32$$

$\varepsilon_{elast.\,i,m}$

$$\varepsilon_{frei,i} = \frac{\Delta l_{frei,i}}{l_{FS,i}} = \beta_{tan.,i}(u_i) \qquad \text{für } u_i < u_{FS}\ [\%] \qquad 4.33$$

u_{FS} = Schwindungsbeginn

$$\beta_{tan.,i}(u_i) = \frac{d\,\beta_{tan}}{d\,u}(u_{FS} - u_i) \qquad 4.34$$

$$\frac{d\,\beta_{tan}}{d\,u} = \frac{\beta_{tan}}{100\,u_{FS}} \qquad \text{Differentielle Schwindung} \qquad 4.35$$

$$\varepsilon_{ges.} = \frac{\sum_{i=1}^{n-2}\left(\varepsilon_{elast.\,i,m} E_{tan.,i}\right) + \frac{1}{2}\varepsilon_{elast.,n-1} E_{tan.,n-1}}{\sum_{i=1}^{n-2}\left(E_{tan.,i}\right) + \frac{1}{2} E_{tan.,n-1}}$$

Spannungsgleichgewicht im Brettquerschnitt bei einachsiger Belastung (vgl. Übersicht 4.4) — 4.36

$$\varepsilon_{(plast.),i,m} = \sum_{k=0}^{m-1}\left(\Delta\varepsilon_{(plast.),i,k}\right) + \Delta\varepsilon_{(plast.),i,m}$$

bis zur Zeit m – 1 | im letzten Zeitschritt

sofortige plastische Deformation Zur Herleitung siehe Abb. 4.3 — 4.37

$$\varepsilon_{(visko.+plast.),i,m} = \sum_{k=0}^{m-1}\left(\Delta\varepsilon_{(visko.+plast.),i,k}\right) + \Delta\varepsilon_{(visko.+plast.),i,m}$$

bis zur Zeit m – 1 | im letzten Zeitschritt

zeitabhängige viskoelatisch - plastische Deformation entsprechend dem Burger-Modell (vgl. Abb. 4.4) — 4.38

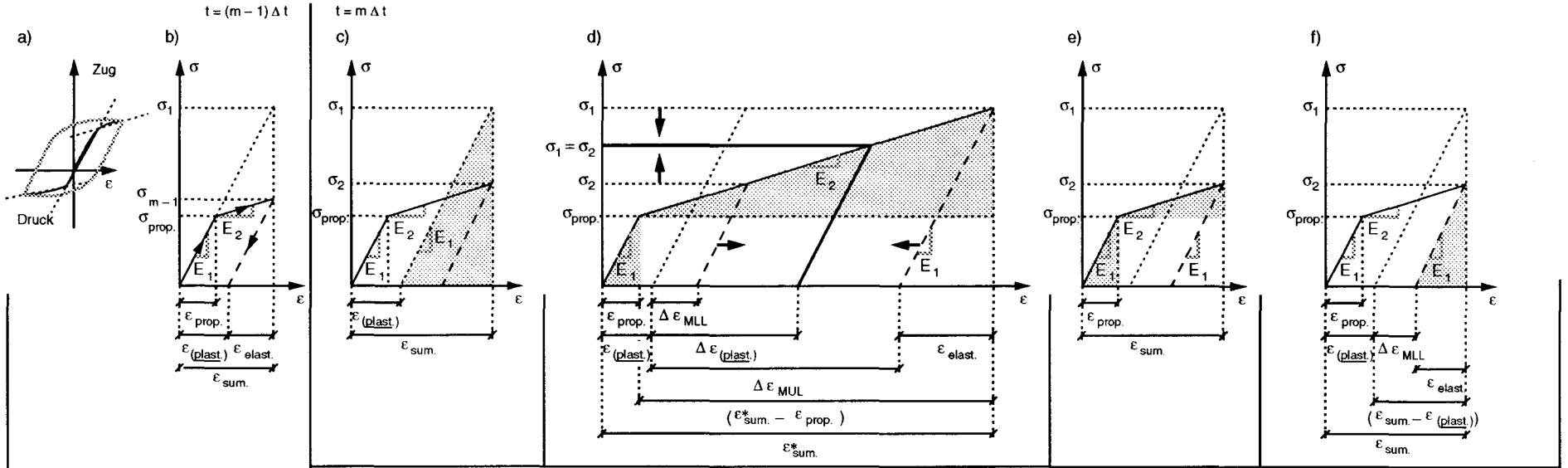
mit	σ	Trocknungsspannung	[N/mm²]	Index:	
	u	Holzfeuchte	[%]	i	Brettschicht
	r_0	Rohdichte (u = 0%)	[kg/m³]	n	Anz. der Brettschichten (vgl. Abb. x.xx)
	E	Elastizitätsmodul	[N/mm²]	m	Zeitschritt
	ε	Dehnung	[1]	tan.	tangential
	$\Delta\varepsilon$	Änderung der Dehnung im Zeitintervall Δt		FS	Fasersättigungsfeuchte
				(plast.)	sofortige plastische Dehnung
				(visko.+ plast.)	zeitabhängige viskoelastisch-plastische Dehnung
	β	Schwindmaß	[1]	ges.	Gesamtdehnung in Schwindungsrichtung
	l	Brettbreite	[mm]	frei	bei unbehinderter Schwindung
				elast.	elastische Rückfederung (spannungswirksame Dehung)

vgl. Übersicht 4.2

Holzfeuchtebereich unterstellt. Neben der diff. Schwindung muss auch der Schwindungsbeginn im Programm vorgegeben werden. Hierdurch ist es einerseits möglich, Hölzer mit abweichenden Sorptionseigenschaften bei der Berechnung zu berücksichtigen. Andererseits erlaubt die freie Wahl des Schwindungsbeginns eine einfache Anpassung der berechneten an die gemessenen Spannungsergebnisse.

Die Gesamtdeformation $\varepsilon_{ges.}$ wird, wie schon zuvor, über das Spannungsgleichgewicht im Brettquerschnitt abgeleitet (Gl. 4.36). Dabei ergibt sich die spannungswirksame Deformation $\varepsilon_{elast.}$ aus der freien Schwindung minus der sofortigen plastischen Deformation und dem viskoelastisch-plastischen Kriechen.

Abb. 4.3 Zur Bestimmung der sofortigen plastischen Deformation $\varepsilon_{(plast.)}$ in Gl. 4.32



$$\varepsilon_{sum.} \underset{m}{=} \varepsilon_{frei.} - \varepsilon_{ges.} - \varepsilon_{(visko.+plast.),\,m-1} \qquad 4.41$$

$$\sigma_{m-1} = \varepsilon_{elast.} E_1 = (\varepsilon_{sum.} - \varepsilon_{(plast.)}) E_2 \qquad 4.39$$

$$\sigma_{m-1} = \sigma_{prop.} + \varepsilon_{(plast.)} E_2 = \sigma_{prop.} + (\varepsilon_{sum.} - \varepsilon_{prop.}) E_2 \qquad 4.40$$

$$\sigma_1 = (\varepsilon_{sum.} - \varepsilon_{(plast.)}) E_1 \qquad 4.42$$

$$\sigma_1 = \sigma_{prop.} + (\varepsilon^*_{sum.} - \varepsilon_{prop.}) E_2 \qquad 4.43$$

$$\varepsilon^*_{sum.} = \varepsilon_{(plast.)} + \Delta\varepsilon_{MUL} + \varepsilon_{elast.}$$

$$\varepsilon_{elast.} = \frac{\sigma_1}{E_1}$$

$$= \sigma_{prop.} + \left\{ \varepsilon_{(plast.)} + \Delta\varepsilon_{MUL} + \frac{\sigma_1}{E_1} - \varepsilon_{prop.} \right\} E_2 \qquad 4.44$$

oberer Schätzwert von $\Delta\varepsilon_{(plast.)}$

$$\Rightarrow \Delta\varepsilon_{MUL} = \frac{\sigma_1 - \sigma_{prop.}}{E_2} - \varepsilon_{(plast.)} - \underbrace{\frac{\sigma_1}{E_1}}_{\varepsilon_{elast.}} + \varepsilon_{prop.} \qquad 4.45$$

$$\sigma_2 = \sigma_{prop.} + (\varepsilon_{sum.} - \varepsilon_{prop.}) E_2 \qquad 4.46$$

$$\sigma_2 = \varepsilon_{elast.} E_1$$

$$\varepsilon_{elast.} = \varepsilon' - \Delta\varepsilon_{MLL}$$

$$\varepsilon' = \varepsilon_{sum.} - \varepsilon_{(plast.)}$$

$$= (\varepsilon_{sum.} - \varepsilon_{(plast.)} - \Delta\varepsilon_{MLL}) E_1 \qquad 4.47 / 4.48$$

unterer Schätzwert von $\Delta\varepsilon_{(plast.)}$

$$\Rightarrow \Delta\varepsilon_{MLL} = \varepsilon_{sum.} - \varepsilon_{(plast.)} - \underbrace{\frac{\sigma_2}{E_1}}_{\varepsilon_{elast.}} \qquad 4.49$$

mit

σ	Spannung	[N/mm²]	
ε	Dehnung	[1]	
t	Zeit	[s]	
Δt	Zeitschritt	[s]	
E_1	Elastizitätsmodul	[N/mm²]	
E_2	erweiterter E-Modul	[N/mm²]	

Index:

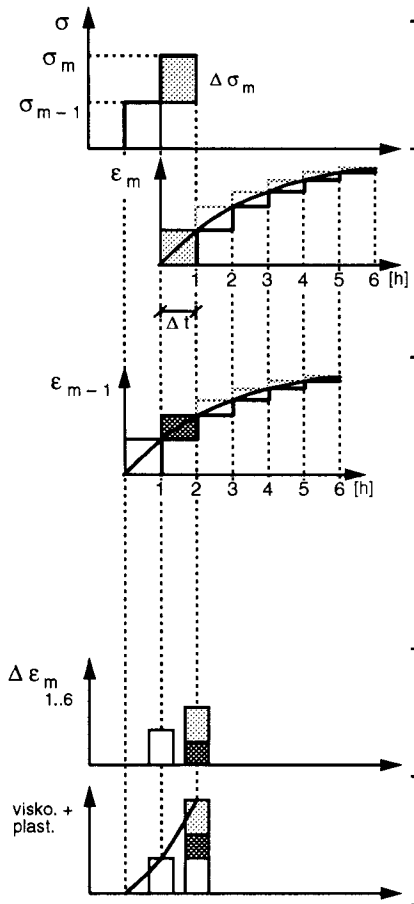
prop.	Proportionalitätsgrenze	MLL	unterer Schätzwert (lower limit)
(plast.)	sofortige plastische Deformation	MUL	oberer Schätzwert (upper limit)
frei	freie Schwindung	sum	Summe aller Dehnungen
elast.	elastische Dehnung	m	aktueller Zeitschritt
(visko+plast)	zeitabhängige Kriechdeformation	m – 1	vorangegangener Zeitschritt

Zur Bestimmung der **sofortigen plastischen Deformation** wird das in Abb. 4.3 a) abgebildete Kraft-Verformungsdiagramm vereinfacht, indem für Zug- und Druck ein gleicher Kurvenverlauf unterstellt wird (vgl. BERGMANN, 1989, S. 103). Oberhalb der Proportionalitätsgrenze ersetzt eine Gerade mit der Steigung E_2 den Bereich der plastischen Verformung. Abbildung 4.3 b) skizziert den Spannungs-Dehnungsverlauf, bei dem die Proportionalitätsgrenze überschritten wurde. Nach der Entlastung bleibt die plastische Dehnung $\varepsilon_{(\underline{plast.})}$ erhalten. Die Spannung σ_{m-1} kann entweder mit E_1 und der elastischen Dehnung $\varepsilon_{elast.}$ nach Gl. 4.39 oder mit der Spannung an der Proportionalitätsgrenze $\sigma_{prop.}$, der plastischen Dehnung $\varepsilon_{(\underline{plast.})}$ und E_2 nach Gl. 4.40 berechnet werden. Die Abb. 4.3 c) in Übersicht 4.3 beschreibt den Zustand im folgenden Zeitschritt, wenn durch die Schwindung eine zusätzliche Dehnung hervorgerufen wurde. Mit der Zunahme von $\varepsilon_{sum.}$, die entsprechend Gl. 4.41 definiert ist und Gl. 4.42 ergibt sich die Spannung σ_1. Die grau hinterlegte Fläche zeigt, dass bei dieser Berechnung von einer Zunahme der elastischen Dehnung ausgegangen wird. Aus dieser zu hoch angenommenen Spannung wird im weiteren ein oberer Schätzwert für das Inkrement der sofortigen plastischen Dehnung $\Delta\varepsilon_{MUL}$ abgeleitet. Die Zusammenhänge zeigt Abb. 4.3 d). Aus Gl. 4.43 für σ_1 ergibt sich durch Auflösen nach $\Delta\varepsilon_{MUL}$ der obere Schätzwert von $\varepsilon_{(\underline{plast.})}$. Für die Herleitung des unteren Schätzwertes wird eine Spannung σ_2, wie in Abb. 4.3 e) eingezeichnet, nach Gl. 4.46 bestimmt. Diese kann auch durch Gl. 4.47 mit E_1 und $\varepsilon_{elast.}$ berechnet werden. Eine einfache Umformung nach $\Delta\varepsilon_{MLL}$ ergibt dann den unteren Schätzwert für das Inkrement der sofortigen plastischen Deformation $\varepsilon_{(\underline{plast.})}$ im Zeitschritt m (Gl. 4.49). Bei der nun folgenden Iteration wird das Inkrement der plastischen Deformation so verändert, dass die Berechnung von σ_1 nach Gl. 4.44 und σ_2 nach Gl. 4.48 zu einem übereinstimmenden Ergebnis führt. Dieses Vorgehen ist nötig, da sich mit unterschiedlichem plastischen Dehnungsanteil die Trocknungsspannungen und damit auch die Gesamtdeformation $\varepsilon_{ges.}$ über das Spannungsgleichgewicht ändert, die wiederum in die Berechnung der plastischen Deformation einfließt.

Zur Beschreibung des **zeitabhängigen Verformungsverhaltens** wird von WELLING (1987) ein BURGER-Modell zugrunde gelegt. Eine ausführliche Anwendung des BURGER-Modells zur Beschreibung des Kriechverhaltens von viskoelastischen Werkstoffen findet sich u.a. bei SCHIMMER (1984, S.44 ff) und ILSCHNER (1990, S. 124 ff). Weiterführende Darstellungen des Themas Viskosität und Plastizität erschienen von HAUPT (1977), SCHWERTEL (1992), DORSCH (1996) und LÜHRS (1997), so dass auf Erläuterungen unterschiedlicher Modellvorstellungen und die spezielle Umsetzung in Simulationberechnungen verzichtet werden kann. Diese Modelle benötigen im Gegensatz zu dem recht anschaulichen BURGER-Modell spezielle mathematische Verfahren und sind auch in ihrem Aufbau und der Numerik sehr umfangreich. Bei der hier unterstellten einachsigen Belastung bietet das BURGER-Modell durchaus die Möglichkeit, das Verformungsverhalten durch eindeutig definierte physikalische Größen zu beschreiben (BODIG, JAYNE, 1982). Die Kriechdeformation resultiert zum einen aus der Längenänderung eines KELVIN-Elements, in dem eine Feder mit dem Relaxationsmodul $E_{relax.}$ und ein parallel geschalteter Kolben mit der Viskosität $\eta_{visko.}$ die reversible Verformung beschreibt. In Reihe zum KELVIN-Element befindet sich ein weiterer Kolben mit der Viskosität $\eta_{plast.}$, der die zeitabhängige plastische Dehnung modelliert (vgl. Übersicht 4.4 a). Die notwendigen Stoffdaten ermittelte WELLING (1987, S. 79 ff) an Fichte und Buche durch Auswertung von Biege-Kriechversuchen mittels multipler Korrelationsrechnung bei Temperaturen von 25 °C, 40 °C, 60 °C und 80 °C und für Holzfeuchten von 6 %, 12 % und 18 %. Der Einfluss von Temperatur, Holzfeuchte und Rohdichte auf $E_{relax.}$, $\eta_{visko.}$ und $\eta_{plast.}$ wird additiv durch jeweils lineare Zusammenhänge beschrieben (s. Kap. 5.8). Das prinzipielle Vorgehen bei der Berechnung von $\varepsilon_{(visko.\,+\,plast.)}$ zeigt Übersicht 4.7. Innerhalb des Zeitintervalls Δt wird eine konstante Spannung angenommen. Die Spannungsdifferenz $\Delta\sigma_m$ aus zwei aufeinander folgenden Zeitabschnitten (Gl. 4.50) führt zu einer Kriechdeformation ε_m, die über 6 Stunden verteilt die Spannung um die abnehmenden

Beträge $\Delta\varepsilon_m$ vermindert. Im Zeitintervall m addiert sich zum Inkrement der Kriechdehnung $\Delta\varepsilon_{m,1}$ das zweite Inkrement der Kriechfunktion $\varepsilon_{m-1,2}$ (Gl. 4.53) des vorangegangenen Zeitabschnitts (m – 1) ausgelöst durch die Spannung σ_{m-1}. Je nach Vorgeschichte ergeben sich somit maximal 5 Teildehnungskomponenten, die aufaddiert die viskoelastisch-plastische Dehnung $\Delta\varepsilon_{m,1..6}$ im Zeitabschnitt m ergeben (Gl. 4.55). Die Summe aller $\Delta\varepsilon_{m,1..6}$ im Trocknungsablauf (Gl. 4.56) ergibt die spannungsreduzierende Dehnung bei der Berechnung der Trocknungsspannungen in Gleichung 4.32. Entsprechend der Funktion nimmt der Wert von $\Delta\varepsilon$ mit zunehmender Dauer ab. Gleichzeitig wird nach der Berechnung von $\Delta\varepsilon$ die Kriechdeformation auslösende Spannungsdifferenz $\Delta\sigma$ um den Betrag $\Delta\varepsilon_{m,1} \bullet E_{elast}$ entsprechend Gl. 4.52 bzw. 4.54 reduziert. Die mit $\Delta\sigma_{korr.}$ bezeichnete Spannungsdifferenz wird für die weitere Ermittlung des Inkrements der viskoelastisch-plastischen Dehnung $\Delta\varepsilon_{m,2}$ im folgenden Zeitschritt verwendet.

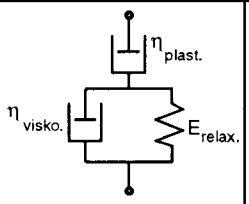
Wie zuvor beschrieben, teilt sich die Spannungsberechnung von WELLING (1987) in drei Abschnitte. Aus der Schwindung und dem E-Modul wird die Trocknungsspannung mit den elastischen Stoffgesetzen ermittelt. Wird die Proportionalitätsgrenze überschritten, so erfolgt eine sofortige plastische Deformation. Im Anschluss an diese Berechnung erfolgt die Bestimmung des zeitabhängigen Deformationsverhaltens. Die durch die Schwindung verursachte Längenänderung in den Schichten reduziert sich somit um die Anteile der sofortigen plastischen Dehnung und der viskoelastisch-plastischen Dehnung. Eine ausführliche Beschreibung der Vorgehensweise sowie der Quelltext zum Programm finden sich bei WELLING (1987).



$$\Delta\sigma_m = \sigma_m - \sigma_{m-1} \qquad (4.50)$$

$$\Delta\varepsilon_{m,1} = \Delta\sigma_m \frac{\Delta t}{\eta_{plast.}} + 1 - \left[\frac{E_{relax.}\,\Delta t}{\eta_{visko.}}\right] \qquad (4.51)$$

$$\Delta\sigma_{m,korr.,1} = \Delta\sigma_m - \Delta\varepsilon_{m,1} E_{elast.} \qquad (4.52)$$



$$\Delta\varepsilon_{m-1,2} = \left(\Delta\sigma_{m-1,korr.,1} \frac{2\Delta t}{\eta_{plast.}} + 1 - \left[\frac{E_{relax.}\,2\Delta t}{\eta_{visko.}}\right]\right) - \left(\Delta\sigma_{m-1,korr.,1} \frac{\Delta t}{\eta_{plast.}} + 1 - \left[\frac{E_{relax.}\,\Delta t}{\eta_{visko.}}\right]\right) \qquad (4.53)$$

$$\Delta\sigma_{m-1,korr.,2} = \Delta\sigma_{m-1,korr.,1} - \Delta\varepsilon_{m-1,2} E_{elast.} \qquad (4.54)$$

$$\Delta\varepsilon_{m,1..6} = \Delta\varepsilon_{m,1} + \Delta\varepsilon_{m-1,2} + \Delta\varepsilon_{m-2,3} + \ldots + \Delta\varepsilon_{m-5,6} \qquad (4.55)$$

$$\varepsilon_{visko.+plast.} = \sum_{i=0}^{m} \Delta\varepsilon_{i,1..6} \qquad (4.56)$$

Übersicht 4.7

Zur Bestimmung des zeitabhängigen Stoffverhaltens $\varepsilon_{(visko+plast.)}$ in Gl. 4.32

mit
- σ Spannung [N/mm²]
- ε Dehnung [1]
- t Zeit [s]
- Δ Differenz
- $E_{relax.}$ Relaxationsmodul [N/mm²]
- $E_{elast.}$ Elastizitätsmodul [N/mm²]
- η Viskosität [Ns/mm²]

Index: visko. reversible Verformung; plast. plastische Dehnung

Index:
- m Zeitschritt im Trocknungsverlauf
- 1..6 Zeitintervall der Kriechfunktion
- korr. um Kriechdeformation reduzierte Spannungsdifferenz

4.3 Energiebedarf

Die Berechnung des Energieverbrauchs im Rahmen des vorgestellten Simulationsmodells sollte ohne spezielle Angaben zu Betrieb, Bauart und Größe eines konventionellen Trockners (Nutzvolumen) erfolgen. Energieaufwendungen zur Erwärmung des Trockners samt Einbauten, Wärmeverluste durch Trocknerwände (-boden) und Undichtigkeiten sowie die elektrische Leistung der Lüfter bleiben somit unberücksichtigt. Nur die Angaben zu Holzart (Rohdichte, Anfangs- und Endfeuchte), Trocknungsplan und Zustand der Außenluft (Mittelwerte: Temperatur, abs. Wassergehalt) werden zur Bestimmung der aufzubringenden Heizenergie eingesetzt. Aus diesen Angaben können die Wärmemengen je m^3 trockenes Holz abgeleitet werden, die für die Erwärmung des Holzes $\mathbf{Q_{Holz}}$, die Erwärmung der Außenluft $\mathbf{Q_{Luft}}$, die Verdunstung des Wassers $\mathbf{Q_{Verd}}$ und Überwindung der Bindungskräfte des sorbierten Wassers $\mathbf{Q_{Bind}}$ nötig sind. Die Summe dieser Einzelenergien stellt somit einen theoretischen Energiebedarf dar, der, wenn man von Maßnahmen zur Energierückgewinnung absieht, bei der konventionellen Trocknung von 1 m^3 Holz in jedem Fall aufzubringen ist.

Einige Angaben über den Energieverbrauch bei der Schnittholztrocknung sind in Tab. 4.1 wiedergegeben. Der Wärmeenergiebedarf ist hierfür in 8 Bereiche unterteilt. Die wiedergegebenen theoretischen und praktischen Untersuchungen zeigen, dass nur ca. die Hälfte der aufgewandten Wärmeenergie zur eigentlichen Verdampfung des Wassers im Holz benutzt wird. Für die Erwärmung der Außenluft und zur Deckung der Wärmeverluste werden ca. 25 % eingesetzt. Demgegenüber sind die Energiemengen zur Erwärmung des Holzes sowie der Trocknerwände und Trocknereinbauten gering. Die zur Überwindung der Bindungsenthalpie verbrauchte Energie ist nach den vorliegenden Angaben zu vernachlässigen. Die Angaben in Tabelle 4.1 sind als prozentualer Anteil am gesamten Wärmeenergiebedarf berechnet. Da der absolute Energiebedarf je nach Kammerbauart, Holzart, Außenklima, Trocknungsbedingungen, Anfangs- und Endfeuchte stark unterschiedlich ausfallen kann, ist ein direkter Vergleich der unterschiedlichen Angaben nur eingeschränkt möglich.

KOLLMANN (1935 b) errechnete für eine gemauerte Kammer mit einer angenommenen Wärmedurchgangszahl von k = 1.4 [kcal/(m^2 h °C)] (= 1.63 [W/(m^2 K)]), dass die Energie zum Aufheizen des Trockners und zur Deckung der Wärmeverluste bei einer Trocknung von Eichen-Kanthölzern (100 x 130 mm, 43 m^3 Holz, Anfangsfeuchte u_A = 65 %, Endfeuchte u_E = 18 %, effektive Trocknungsdauer 280 h, Betriebsweise 12 h/Tag) im Winter ca. 25 % des gesamten Wärmeenergiebedarfs beträgt. Bei einer niedrigeren Endfeuchte und längeren Trocknungsdauer wäre eine deutliche Zunahme der Wärmeverluste zu erwarten. Dennoch ist die erzielte Trocknungsgeschwindigkeit bei einer mittleren Trocknungstemperatur von 65 °C beachtlich. Die damals hohen Aufheiz- und Wärmeverluste sollten heute durch die Leichtbauweise (Aluminuimschalen mit Dämmschicht) deutlich niedriger liegen. Der größte Teil der thermischen Energie, ca. 60 % bis 85 %, wird für das Aufheizen der Frischluft, des Holzes und für das Verdampfen des Wassers aufgewandt. Ob hierin auch der Energieaufwand für das Erwärmen und Verdampfen des Sprühwassers enthalten ist, kann aus den vorliegenden Quellen nicht geschlossen werden. Wie aus den Messungen von RESSEL (1986) zu sehen ist, kann dieser Anteil im ungünstigsten Fall sogar 6 % bis 19 % des Gesamtenergiebedarfs ausmachen. Die Bindungsenergie verursacht demgegenüber nur einen unbedeutenden Teil, besonders wenn die Anfangsfeuchte des Holzes über Fasersättigung liegt. Energiesparmaßnahmen und Wärmerückgewinnung bieten auch heute noch ein gewisses Potential, um den Energieverbrauch zu senken. Bei WINKLER (1985) ist daher der Gesamtenergiebedarf mit 98 % + 2 % beschrieben, wobei 2 % durch Wärmerückgewinnung der Trocknung zur Verfügung stehen.

Tab. 4.1 Prozentuale Anteile des Wärmeenergiebedarfs bei der Schnittholztrocknung

	Prozentuale Anteile am Wärmeenergiebedarf eines Konvektionstrockners für Schnittholz		Kollmann (1935)	Anderson (1955)	Winkler (1985)	Ressel (1986)
1	Erwärmung des Trockners inkl. Einbauten		1.83	4.05	8.00	4.3 – 5.4
2	Erwärmung der Holz-Trockensubstanz	(4.58)	4.16	1.73		
3	Erwärmung der Holzfeuchte	(4.58)	16.69			
	a) zu entfernende Feuchte		12.07			
	b) Restfeuchte		4.62	0.67		
4	Erwärmung der Außenluft (Frischluft)	(4.60)	7.73	16.79	21.00	27.5 – 36.1
	a) trockene Luft		7.67			
	b) in der Luft enthaltener Dampf		0.07			
5	Erwärmen und Verdampfen des Sprühwassers		—	—	—	6.0 – 19.1
6	Verdampfen der zu entfernenden Holzfeuchte	(4.61)	45.32	64.17	58.00	23.8 – 45.8
7	Abtrennen der adsorbierten Holzfeuchte	(4.62)	0.37	0.55		1.0 – 1.5
8	Ausgleichen der Wärmeverluste		23.89	12.04	11.00	12.9 – 24.2
	Gesamtwärmeenergie	Σ 1 – 8	100	100	98 + 2	100
	Energiebedarf in dieser Arbeit	Σ 2 – 7 ohne 5	74	84		
	theoretischer Trockner	3a) + 4 + 6	65	81		
	elektrische Energie für Lüfter und Hilfsaggregate					14.3 – 26.5

In der vorliegenden Arbeit wird als thermische Gesamtenergie die Summe aus Q_{Holz}, Q_{Luft}, $Q_{Verd.}$ und $Q_{Bind.}$ definiert (Punkt 2 - 7 ohne 5). Die Formeln sind in Übersicht 4.8 wiedergegeben. Die Berechnungen erfolgen im Stundenintervall. Aus den sich ändernden Werten (Index A: Anfangswert, E: Endwert) der Holzfeuchte, Holztemperatur, Temperatur und Wassergehalt der Trocknungsluft werden die einzelnen Energiemengen berechnet. Die Angaben zu Holzfeuchte und Holztemperatur beschreiben dabei Mittelwerte über dem Brettquerschnitt. Summiert man die Stundenwerte im Trocknungsverlauf auf, so ergeben sich die kumulierten Anteile und der Gesamtenergiebedarf für die Trocknung von 1 m^3 Holz (Gl. 4.57).

Die Erwärmung des Holzes $\mathbf{Q_{Holz}}$ (Gl.4.58) berechnet sich aus der Erwärmung des trockenen Holzes um $\Delta\vartheta_{Holz}$ und der Erwärmung des im Holz enthaltenen Wassers. Für die Berechnung der spezifischen Wärme von trockenem Holz $c_{trock.Holz}$ wird Gl. 4.59 von DUNLAP (1912) verwendet, die die Temperaturabhängkeit von $c_{trock.Holz}$ beschreibt. Die spezifische Wärme von Wasser wird mit $c_{H_2O} = 4.182$ kJ/kg angenommen. Die Wassermenge ist als Mittelwert der Anfangs- und Endfeuchte im Intervall definiert. Eine Berechnung nach Gl. 4.58 erfolgt nur, wenn die Holztemperatur im Zeitintervall gestiegen ist.

Für die Berechnung der Erwärmung der Außenluft $\mathbf{Q_{Luft}}$ (Gl. 4.60) wird gefordert, dass die mittlere Holzfeuchte abgenommen hat und die Außentemperatur unter der Kammertemperatur lag. Zusätzlich muss der absolute Wassergehalt der Außenluft geringer sein als der absolute Wassergehalt der Trocknerluft. Die Berechnung der Erwärmung der Außenluft erfolgt getrennt für die Masse trockener Luft m_L und die Masse Wasserdampf m_D.

Übersicht 4.8 Wärmeenergiebedarf eines Konvektionstrockners je m³ trockenes Holz
(Berechnungsintervall 1 h → Index: A Anfangswert, E Endwert)

$$Q_{ges.} = Q_{Erw.,\,Holz} + Q_{Erw.,\,Außenluft} + Q_{Verd.} + Q_{Bind.}$$

für $u_A > u_E$; $u_E < u_{FS}$

für $u_A > u_E$

für $\vartheta_{Außenluft} < \vartheta_{A,\,Luft}$; $u_A > u_E$; $Y_{Außenluft} < Y_{Kammer\text{-}Luft}$

für $\vartheta_{A,\,Holz} < \vartheta_{E,\,Holz}$

4.57

$$Q_{Erw.,\,Holz} = \underbrace{r_0\, c_{trock.\,Holz}\,(\vartheta_{E,\,Holz} - \vartheta_{A,\,Holz})}_{\text{Erwärmung des trockenen Holzes}} + \underbrace{r_0 \left(\frac{u_A - u_E}{2}\right) c_{H_2O}(\vartheta_{E,\,Holz} - \vartheta_{A,\,Holz})}_{\text{Erwärmung des im Holz verbliebenen Wassers}}$$

4.58

$$c_{trock.\,Holz} = 1.114 + 0.00486\,T \quad [kJ/(kg\,K)]$$

$$\text{mit } T = \left(\frac{\vartheta_{A,\,Holz} + \vartheta_{E,\,Holz}}{2}\right) + 273 \quad [K]$$

4.59 Dunlap (1912)

$$Q_{Erw.,\,Außenluft} = \underbrace{m_L c_{p,D} \left(\frac{\vartheta_{A,\,Luft} + \vartheta_{E,\,Luft}}{2} - \vartheta_{Außenluft}\right)}_{\text{Erwärmung der trockenen Außenluft}} + \underbrace{m_D c_{p,D} \left(\frac{\vartheta_{A,\,Luft} + \vartheta_{E,\,Luft}}{2} - \vartheta_{Außenluft}\right)}_{\text{Erwärmung des in der Außenluft enthaltenen Wasserdampfes}}$$

4.60

$$m_L = \frac{r_0\,(u_E - u_A)}{\frac{Y_A + Y_E}{2} - Y_{Aussenluft}} \quad ; \quad m_D = m_{trock.\,Luft}\, Y_{Außenluft}$$

$$Q_{Verd.} = \underbrace{r_0\,(u_A - u_E)}_{\text{Masse Wasser}} \underbrace{(h_{V,0°C} + c_{p,D} \left(\frac{\vartheta_{A,\,Luft} + \vartheta_{E,\,Luft}}{2}\right) - c_{H_2O} \left(\frac{\vartheta_{A,\,Holz} + \vartheta_{E,\,Holz}}{2}\right))}_{\Delta h \text{ Verdampfungsenthalpie}}$$

4.61

$$Q_{Bind.} = r_0\,(H_{B,\,u_E} - H_{B,\,u_A})$$

4.62

mit

Q	Wärmemenge	[kJ]
r_0	Rohdichte (u=0%)	[kg/m³]
c	spez. Wärme	[kJ/(kg K)]
Index: trock. Holz	trockenes Holz mit u = 0 %	
H_2O	Wasser (≈ 4.182)	
p,L	trock. Luft, isobar (≈ 1.006)	
p,D	Wasserdampf, isobar (≈ 1.86)	
ϑ	mittlere Temperatur	[°C]
T	abs. Temperatur	[K]
u	Holzfeuchte	[kg/kg]
m	Masse Index: L trock. Luft, D Wasserdampf	[kg]
Y	abs. Wassergehalt der Luft	[kg/kg]
$h_{V,0°C}$	Verdampfungsenthalpie bei 0 °C (≈ 2500)	[kJ/kg Wasser]
H_B	integrale Bindungsenthalpie	[kJ/kg trock. Holz]

Die Masse der trockenen Außenluft m_L ergibt sich aus der Überlegung, dass die aus dem Holz verdunstete Wassermenge von der Trocknungsluft aufgenommen werden muss. Die Differenz des absoluten Wassergehaltes der Außenluft und der Kammerluft beschreibt die Aufnahmekapazität der Trocknerluft. Als absoluter Wassergehalt der Kammerluft wird das arithmetische Mittel von Y_A und Y_E zu Beginn und am Ende des Zeitintervalls angenommen. Je größer die Differenz zwischen dem Wassergehalt der Außenluft und der Trocknungsluft, desto geringer ist der Luftmengenbedarf bei gleicher Entfeuchtungsleistung. Erhöht man die Trocknungstemperatur bei gleichbleibender rel. Luftfeuchte, so steigt die Aufnahmekapazität der Trocknungsluft. Die benötigte Frischluftmenge wird dadurch erniedrigt. Die so eingesparte Energie ist einem erhöhten Energiebedarf für eine höhere Lufttemperatur gegenüberzustellen (vgl. KRÖLL, 1978, S. 543). Die Masse des in der Außenluft enthaltenen Wassers ergibt sich definitionsgemäß als Produkt der Masse Trockenluft m_L und dem Wassergehalt $Y_{Außenluft}$.

Das Luftvolumen, das während der Trocknung ausgetauscht werden muss, kann mit Gl. 4.63 (HÄUSSLER, 1973, S. 8) berechnet werden. Das Produkt aus Masse und spezifischen Volumen feuchter Außenluft ergibt das Außenluftvolumen in m^3, die bei der Verdunstung des Wassers aus 1 m^3 Holz im betrachteten Zeitintervall zugeführt werden muss. Da beim Durchströmen des Holzstapels die trockene Luftmenge m_L konstant bleibt und sich nur die Temperatur, das Volumen und die Beladung mit Wasserdampf ändert, ergibt sich damit auch das Luftvolumen bei den Trocknungsbedingungen, das aus dem Trockner abzuführen ist (vgl. KRISCHER, 1978, S. 7). Hierbei sind die Werte für Y, T und m_D entsprechend dem Zustand der Kammerluft einzusetzen. Dabei können sich Unterschiede zwischen dem zugeführten und abgeführten Luftvolumen ergeben.

$$V_{LD} = v_{LD}\,(m_L + m_D) \qquad [m^3] \qquad (4.63)$$

$$v_{LD} = \frac{(Y + 0.622)\; R_D\; T}{(1 + Y)\; p}$$

mit	v_{LD}	spez. Volumen feuchte Luft	[m^3/kg]
	m	Masse Index: L trock. Luft, D Wasserdampf	[kg]
	Y	absoluter Wassergehalt der Luft	[kg/kg]
	R_D	spez. Gaskonstante Wasserdampf (≈ 0.46125)	[kJ/(kg K)]
	T	abs. Temperatur	[K]
	p	Luftdruck (1Pa ≡ 1 N/m^2 ≡ 1 J/m^3)	[kJ/m^3]

Die Berechnung der Verdampfungswärme $\mathbf{Q_{Verd.}}$ erfolgt nach Gl. 4.61 aus der abgegebenen Wassermenge und dessen Enthalpieänderung im Zeitintervall. Zu der Verdampfungsenthalpie $h_{V,0°C} = 2500$ [kJ/kg] bei 0 °C wird die Enthalpie des Wasserdampfes bei Lufttemperatur addiert, wobei die spez. isobare Wärme von Dampf mit $c_{p,D} = 1.86$ [kJ/(kg K)] angenommen wird. Da das Wasser bei der Verdunstung die Holztemperatur ϑ_{Holz} aufweist, wird der Betrag der Enthalpie des Wassers subtrahiert. Nach KRISCHER (1978, S. 13) kann diese Formel zur Berechnung der Verdunstungsenthalpie im Bereich zwischen 0 °C und 100 °C ohne großen Genauigkeitsverlust angewendet werden. Selbst die Verwendung mittlerer spez. Wärmewerte für Wasser und Dampf führt bei der Berechnung nur zu einem Fehler < 3 ‰.

Liegt die Holzfeuchte unterhalb Fasersättigung, so ist neben der reinen Verdunstung zusätzlich die Energie $\mathbf{Q_{Bind.}}$ (Gl. 4.62) aufzubringen, um die Bindungskräfte zwischen dem gebundenen Wasser und der Zellwand zu überwinden. Sie berechnet sich als Differenz der integralen Bindungsenthalpien (vgl. Übersicht 5.7) am Ende und Anfang des Zeitintervalls und dem Gewicht von 1 m^3 trockenem Holz.

Verzichtet man neben den konkreten Angaben zur Trocknungskammer auch auf die Angaben zum Holz, so ist der Energieverbrauch nur noch durch den Zustand der Frisch- und Abluft sowie der zu verdunstenden Wassermenge bestimmt. Dieses einfache Modell wird in der Literatur als *theoretischer Trockner* bezeichnet. Wie zuvor findet keine Erwärmung des Trockners statt und Wärmeverluste werden vernachlässigt. Auch die Erwärmung des Holzes und des Restwassers gehen nicht in die Berechnung mit ein. Nur die Erwärmung und Verdunstung der zu entfernenden Feuchte und die Enthalpieänderung der hierfür nötigen Frischluft werden berücksichtigt. Der Heizbedarf ergibt sich somit als Summe der Punkte 3a), 4 und 6 in Tabelle 4.2. Der spezifische Wärmeverbrauch, die aufzuwendende Heizenergie je kg entferntes Wasser, lässt sich somit durch die Differenzen von Enthalpie und abs. Wassergehalt der Frisch- und Abluft berechnen.

$$q = \frac{Q}{m_{H_2O}} = \frac{\Delta h}{\Delta Y} = \frac{h_{Ab} - h_{Fr}}{Y_{Ab} - Y_{Fr}} \qquad [kJ/kg] \qquad (4.64)$$

$$m_{H_2O} = m_0 (u_A - u_E)$$

$$h = h_{V,0°C}\, Y + c_{p,L}\, \vartheta + c_{p,D}\, Y\, \vartheta$$

mit	Q	Wärmemenge	[kJ]
	m	Masse Index H_2O, 0: Wasser, trock. Holz	[kg]
	u	Holzfeuchte Index A, E : Anfangs-, Endfeuchte	[kg/kg]
	h	Enthalpie ($h_{V,0°C}$ Verdampfungsenthalpie bei 0 °C ≈ 2500)	[kJ/kg]
	Y	abs. Wassergehalt der Luft Index Ab, Fr: Abluft, Frischluft	[kg/kg]
	c_p	spez. Wärme (isobar) Index L, D : trock. Luft (≈ 1.01), Dampf (≈ 1.86)	[kJ/(kg K)]

Trägt man die Luftzustände der Zu- und Abluft in ein h,Y-Diagramm nach Mollier ein, so kann mit Hilfe des Randmaßstabes der spezifische Energieverbrauch, die Steigung der durch die beiden Punkte definierten Geraden, sofort abgelesen werden. Diese Vorgehensweise gilt unabhängig vom Funktionsprinzip des Trockners (Außen-, Umluftbetrieb, Kontakt- und/oder Konvektionstrocknung, WÜNSCH, 1988). Bei sich ändernden Trocknungsbedingungen kann eine Berechnung abschnittsweise erfolgen, wobei die Einzelwerte des spezifischen Energieverbrauchs entsprechend der verdunsteten Wassermengen zu gewichten sind.

Entscheidend für die Energieberechnung ist besonders die Beschreibung des Zustandes der Abluft. Wie schon oben ausgeführt, resultiert aus der Differenz ΔY die aufzuwendende Masse m_L trockener Luft je kg Feuchteentzug. Bei den hier durchgeführten Berechnungen wird unterstellt, dass die Abluft die Temperatur und rel. Luftfeuchte aufweist, die als Trocknungsbedingungen in den Trocknungsstufen vorgegeben wurden. Ist die Temperatur der Abluft niedriger und

der Wassergehalt höher als im Trocknungsplan gefordert, hat das Auswirkungen auf den spez. Wärmeverbrauch, da in diesem Fall eine geringere Luftmenge für den Abtransport des Wassers aus der Trockenkammer ausgetauscht werden muss.

Eine zusätzliche Reduzierung der Außenluft und damit des Wärmeverbrauchs kann sich auch ergeben, wenn Luftfeuchte an den Kammerwänden auskondensiert und flüssig aus dem Trockner abgeführt wird. Wie Beobachtungen in der Praxis zeigen, kommt es besonders bei hohen rel. Luftfeuchten in der Trockenkammer und niedrigen Außentemperaturen zu Kondensation an den Innenwänden, im Bereich der Tore und im Bereich anderer konstruktiv bedingter Wärmebrücken. Eine Unterschreitung des Taupunktes an der Trocknerwand kann ebenfalls durch eine zu geringe Luftbewegung verursacht werden.

4.4 Eingangsgrößen

Die Kapitel 4.1 bis 4.3 beschreiben die in dieser Arbeit zugrundegelegten mathematischen Modelle. Die hierfür benötigten Eingangsgrößen lassen sich in fünf Gruppen (Modellparameter, Randbedingungen, Holzeigenschaften, Luftzustand, Eigenschaften der Luft) einteilen und sind in Tab. 4.2 aufgeführt. Die vorangestellten Ziffern 1 bis 4 beschreiben die Zuordnung zu folgenden Kapiteln: 1 – Trockenzeitmodelle (Kap. 3.1), 2 – Berechnung der Feuchte- und Temperaturverteilung (Kap. 4.1), 3 – Spannungsberechnung (Kap. 4.2) und 4 – Energieverbrauch (Kap. 4.3).

Die für die Modellierung notwendigen **Holzeigenschaften** werden in Kapitel 5 behandelt. Die Darstellung der **Trocknungsbedingungen** erfolgt in Kapitel 6. Die **Eigenschaften der Luft** sind ausführlich in Anhang 1 dargestellt und bilden die Voraussetzung für die Ermittlung des Wärmeübergangs mit der NUSSELT-Zahl (Anhang 2) und dem Stoffübergangskoeffizienten mit der LEWIS-Analogie. Die Angaben zur spezifischen Wärme feuchter Luft werden aber auch bei der Berechnung des Energiebedarfs verwendet und sind im Kapitel 4.3 definiert. In diesem Abschnitt erfolgt an dieser Stelle nur die Beschreibung der allgemeinen **Modellparameter** und der Variablen zur Beschreibung der **Wärme- und Stoffbilanzen (Randbedingungen)**.

Modellparameter

Die Dicke der Brettschichten Δx im Modell ergibt sich aus der Anzahl der Stützstellen und der Brettdicke (z.B. mit einer Brettdicke von d = 40 mm und der Schichtanzahl n = 10 ergibt sich $\Delta x = 40/[2 * (10 - 1{,}5)] = 2.35$ mm). Eine variable Anpassung der Stützstellen an die Brettdicke, die eine gleichbleibende Schichtdicke ermöglicht, setzt eine dynamische Anpassung von Feldvariablen im Programmablauf voraus, die in Turbo-Pascal 6.0 nicht unterstützt wird. Gleichzeitig wird die Darstellung der Ergebnisse durch eine fest vorgegebene Schichtanzahl erleichtert. Als Zeitschritt Δt hat sich beim impliziten Verfahren zur Berechnung der Feuchte- und Temperaturverteilung der Wert 300 s bewährt. Eine Änderung kann in der Weise erfolgen, dass sein ganzzahliges Vielfaches 3600 s ergibt, da nach jeder Stunde die Spannung im Brett und der Energieaufwand berechnet und sämtliche Ergebnisse abgespeichert werden. Für die explizite Berechnung sind entsprechend dem Stabilitätskriterium mit der Temperaturleitfähigkeit (Gl. 4.7) nur sehr kleine Zeitschritte möglich (z.B. mit $r_0 = 0.65$ g/cm³, d = 25 mm, $\vartheta = 65$ °C, u = 30 % ergibt sich eine Schrittweite von $\Delta t < 7$ s). Grundsätzlich besitzen die Computer heute eine ausreichende Rechenleistung, so dass in der Regel die Berechnung implizit mit Temperaturprofil erfolgen kann, ohne dass der Anwender die Stabilitätsbedingungen berücksichtigen muss. In der Beschreibung der Modelle wird einheitlich der Zeitschritt mit Δt bezeichnet. Hierbei ist zu berücksichtigen, dass der Zeitschritt bei der Spannungsberechnung unabhängig von der Schrittweite bei der Simulation der Feuchteverteilung mit einer Stunde fest vorgegeben ist, um die Berechnung der zeitabhängigen Verformung in der vorgestellten Weise zu ermöglichen.

Randbedingungen (Wärme- und Stoffübertragung)

Die über die Brettoberfläche zugeführte Wärmemenge und abgegebene Holzfeuchte lässt sich durch die empirischen Gleichungen 4.6 und 4.5 beschreiben. Aufgrund der Analogie zwischen Wärme- und Stofftransport ergeben sich formal identische Gleichungen. Eine kurze Zusammenfassung der Analogie zwischen Wärme und Stoffübertragung zeigt Tab. 4.3 (s.a. KAST, 1972).

Die Wärmestromdichte $\dot{q}$ ist definiert als Differenz der Temperatur an der Phasengrenze ϑ_{Ph} und der Lufttemperatur ϑ_∞ multipliziert mit dem **Wärmeübergangskoeffizienten** α. Der Wärmeübergangskoeffizient kann nach KRISCHER, KAST (1978, S. 128 ff, 251-254 und 262) für eine

Tab 4.2

Eingangsgrößen zur Beschreibung des Trocknungsverhaltens von Holz
1 – Trockenzeitmodell (Kap. 3.),
2 – Feuchte- und Temperaturverteilung (Kap. 4.1),
3 – Trocknungsspannungen (Kap.4.2),
4 – Energiebedarf (Kap. 4.3)

	Holzeigenschaften		Einheit
1 2 3 4	r_0	Rohdichte (u = 0 %)	[g/cm^3]; [kg/m^3]
2	r_u	Rohdichte bei Holzfeuchte u	
1 2	γ	Zellwanddichte	
1 2	SG	specific gravity	[1]
2	a^2	Porenraumanteil	
1 2	d	Brettdicke	[m]; [mm]
3	l	Brettbreite	
2	A	Brettoberfläche	[m^2]
1		Brettabmessung	
1 2 3 4	ϑ_A ; ϑ_E	Ausgangs- und Endtemperatur	[°C]
1 2 3 4	u_A ; u_E	Anfangs- und Endfeuchte	[%]; [kg/kg
1 2 4	$\bar{u}$	mittlere Holzfeuchte	
2	$u_{max.}$	maximale Holzfeuchte	
2	u_{green}	Holzfeuchte im frischen Zustand	
2 3	u_{FS}	Fasersättigungsfeuchte	
1 2	u_{gl}	Holz-Ausgleichsfeuchte	
2	$d\varphi/du_{gl}$	Kehrwert der Steigung der Sorptionsisothemen	[1]
1	α	Trocknungsbeiwert	[1/h] ; [1/s]
2	μ	Diffusionswiederstandsfaktor für Wasserdampf in Holz	[1]
2	κ	Feuchteleitkoeffizient	[m^2/s]
1	FL^2	Feuchteleitzahl	
1 2	D	Diffusion von Wasserdampf in Holz	
2	a	Temperaturleitfähigkeit	
2 4	$c_{trock. Holz}$	spez. Wärmekapazität von trockenem Holz	[J/(kg K)]
2	c_{fH}	spez. Wärmekapazität von feuchtem Holz	
2	λ	Wärmeleitfähigkeit	[W/(m K)]
2 4	h_B	Bindungsenthalpie	[J/kg]
2 3	α	Quellmaß	[%] ; [1]
3	β	Schwindmaß	
2	$d\alpha_V/du$	diff. Volumenquellmaß	[%/%] ; [1]
3	$d\beta_{tan}/du$	diff. Schwindmaß (tangential)	
3	$E_{tan.}$; E_1	Elastizitätsmodul (tangential)	[N/mm^2]
3	E_2	erweiterter E-Modul	
3	$E_{relax.}$	Relaxationsmodul	
3	$\eta_{visko.}$	Viskosität (reversible Verformung)	[Ns/mm^2]
3	$\eta_{plast.}$	Viskosität (plastische Verformung)	

	Modellparameter		
1 2 3	x	Abstand von der Brettoberfläche	[m] ; [mm]
2 3	Δx	Ortschrittweite (Schichtdicke)	
1 2 3	t	Trockenzeit	[h] ; [s]
2 3	Δt	Zeitschrittweite	
2 3	n	Schichtanzahl	
	Randbedingungen (Wärme- und Stoffbilanz)		
1 2	α	Wärmeübergangskoeffizient	[W/(m^2 K)]
2	σ	Verdunstungskoeffizient	[kg/(m^2 s)]
2 4	h_V	Verdunstungsenthalpie	[J/kg]
4	$\dot{Q}$	konvektiv übertragener Wärmestrom	[J/s]
2	$\dot{q}$	Wärmestromdichte	[J/(m^2 s)]
2	$\dot{M}$	aus dem Brett abgegebene Dampfstrom	[kg/s]
2	$\dot{m}$	Massenstromdichte	[kg/m^2 s)]
2	δ	Dicke der Grenzschicht	[m] ; [mm]
	Luftzustand (Trocknungsbedingungen)		
2	TT	Trockentemperatur	[°C]
2	TF	Feuchttemperatur	[°C]
2 4	Y	abs. Wassergehalt der Luft	[kg/kg]
2	φ	rel. Luftfeuchte	[%]
1 2	p_{DS}	Sättigungsdampfdruck	[Pa] ; [mm Hg]
2	p_{DT}	Wasserdampf-Teildruck	
1 2	w	Luftgeschwindigkeit	[m/s]
	Eigenschaften der Luft		
2 4	$c_{p,L}$	spezifische Wärme trockene Luft	[J/(kg K)]
2 4	$c_{p,D}$	spezifische Wärme Wasserdampf	
2 4	$c_{p,LD}$	spezifische Wärme feuchte Luft	
2 4	c_{H_2O}	spezifische Wärme Wasser	
2 4	D_{DL}	Diffusion von Wasserdampf in Luft	[m^2/s]
2	ρ	Dichte	[kg/m^3]
4	v	spezifisches Volumen	[m^3/kg]
4	V	Volumen	[m^3]
2	β	Wärmeausdehnungskoeffizient	[1/K]
2	λ	Wärmeleitfähigkeit	[W/(m K)]
2	η	dynamische Zähigkeit	[kg/(m s)]
2	ν	kinematische Zähigkeit	[m^2/s]
2	a	Temperaturleitfähigkeit	

Tab. 4.3 Analogie zwischen Wärme- und Stofftransport
(s.a. SATTLER (1988) und WEIß, MILITZER, GRAMLICH (1993))

	Wärmetransport		Stofftransport	
beschreibende Größe	Wärmestrom	$\dot{Q}$ [J/s] = [W]	Mengenstrom	$\dot{N}$ [kmol/s]
	–stromdichte	$\dot{q}$ [W/m^2]	–stromdichte	$\dot{n}$ [kmol/(m^2 s)]
			Massenstrom	$\dot{M}$ [kg/s]
			–stromdichte	$\dot{m}$ [kg/(m^2 s)]
treibende Kraft	Temperaturgefälle	$\Delta\vartheta$ [°C]	Konzentrationsgefälle	Δc [kmol/m^3]
			Partialdichtegefälle	$\Delta\rho$ [kg/m^3]
			Partialdruckgefälle	Δp [Pa]
Transportkoeffizient	Temperaturleitfähigkeit	a [m^2/h]	Diffusionskoeffizient	D [m^2/h]
Übergangskoeffizient	Wärmeübergangs-koeffizient	α [W/(m^2 K)]	Stoffübergangs-koeffizient	β [m/s]
			(Einheit je nach Konzentrationsmaß)	[kmol/(m^2 s Pa)]
				[kg/(m^2 s Pa)]
Ähnlichkeits-kennzahlen	Prandtl-Zahl	$Pr = \frac{\nu}{a} = \frac{\nu c_p \rho}{\lambda}$	Schmidt-Zahl	$Sc = \frac{\nu}{D}$
	Nusselt-Zahl	$Nu = \frac{\alpha l}{\lambda}$	Sherwood-Zahl	$Sh = \frac{\beta l}{D}$

erzwungene Strömung nach Gl. 4.65 mit der NUSSELT-Zahl bestimmt werden. Wie in Anhang 2 ausgeführt, wird üblicherweise zur Berechnung die quadratische Überlagerung der NUSSELT-Zahl für laminare und turbulente Strömungen gebildet (GNIELINSKI, 1975). Für die Berechnung von α ergeben sich damit die in Übersicht 4.9 angegebenen Gleichungen. Die NUSSELT-Zahl für laminare und turbulente Strömung stellen empirische Gleichungen dar, die verschiedene Autoren unterschiedlich angegeben (vgl. Übersicht A 2.1). Für die Berechnung der REYNOLDS- und PRANDTL-Zahl sind die Stoffwerte für feuchte Luft entsprechend Anhang 1 einzusetzen. Da es sich bei der Trocknung um einen Wärmetransport mit entgegengesetztem Stofftransport (Entfeuchtung) handelt, ist eine Korrektur des Wärmeübergangskoeffizienten entsprechend Gl. 4.69 notwendig. Der Wärmeübergang verringert sich. Für den Fall der Kondensation an der Brettoberfläche, die u.a. beim Erwärmen des Holzes in der Aufheizphase erfolgen kann, erhöht sich der Wärmeübergangskoeffizient. Grundsätzlich sollte jedoch ein Auskondensieren der Luftfeuchte an der Brettoberfläche durch eine angepasste Temperaturführung vermieden werden. Die Einführung der dimensionslosen Kennzahlen ermöglicht es, Versuchsergebnisse auf Körper mit unterschiedlichen Formen zu übertragen. Im Falle einer überströmten Platte ist l gleich der geometrischen Länge. Bei der Holztrocknung wäre hier die Länge des Strömungswegs durch den Holzstapel einzusetzen.

Da die Simulation ohne spezielle Angaben zur Kammerbauart und -größe auskommen sollte, die NUSSELT-Zahl je nach Autor unterschiedlich definiert wird und die einzusetzenden Stoffwerte der Luft einerseits die Feuchteabgabe beeinflussen und sich andererseits aus der berechneten Feuchteabgabe ergeben und somit nur iterativ bestimmt werden können, wird im Programm für die Berechnung des Wärmeübergangskoeffizienten α auf eine einfache empirische Funktion zurückgegriffen. Die Übersicht 4.10 fasst die Angaben unterschiedlicher Autoren zusammen, die überwiegend auf die Messungen von JÜRGES (o.A., zit. in DUBBEL, 1949) zurückgehen.

Übersicht 4.9 Wärmeübergangskoeffizient für erzwungene Strömung mit der NUSSELT-Zahl

$$\alpha = k \frac{Nu\,\lambda}{l} \qquad [W/(m^2\,K)] \qquad (4.65)$$

$$Nu = \sqrt{Nu_{lam}^2 + Nu_{turb}^2} \qquad \text{Nusselt-Zahl} \qquad (A\ 2.3)$$

$$Nu_{lam} = 0.664\,Re^{0.5}\,Pr^{0.33} \qquad \text{laminare Strömung} \qquad (A\ 2.11)$$

$$Nu_{turb} = \frac{0.037\,Re^{0.81}\,Pr}{1 + 2.443\,Re^{-0.1}\,(Pr^{0.67} - 1)} \qquad \text{turbulente Strömung} \qquad (A\ 2.14)$$

$$Re = \frac{w\,l}{\nu_{LD}} \qquad \text{Reynolds-Zahl} \qquad (4.66)$$

$$Pr = \frac{\nu_{LD}}{a_{LD}} \qquad \text{Prandl-Zahl} \qquad (4.67)$$

$$a_{LD} = \frac{\lambda_{LD}}{c_{p,LD}\,\rho_{LD}} \quad [m^2/s] \qquad \text{Temperaturleitfähigkeit} \qquad (4.68)$$

$$k = \frac{\ln (1 + B)^{\gamma}}{(1 + B)^{\gamma} - 1}$$

Korrekturfaktor zur Berücksichtigung des Stofftransportes auf den Wärmeübergang
k = 1: kein Massestrom;
k < 1: Erwärmung des Massestroms in der Grenzschicht führt zu einer Verringerung des Wärmeübergangskoeffizienten (4.69)

$$B = \frac{p_{DT,Ph} - p_{DT,\infty}}{p - p_{DT,Ph}}$$

bei Verdunstung positiv
für Kondensation negativ (4.70)

$$\gamma = \frac{c_{p,D}\,M_D}{\overline{c_p M}} \left[\frac{a_{LD}}{D_{LD}}\right]^{-(1-n)}$$

n = 0.33 : lam. Strömung
n = 0.42 : turb. Strömung

für Wasserdampf-Luftgemische: $\gamma \approx 1.3$ (4.71)

$$\overline{c_p M} = \left[1 - \frac{p_{DT,m}}{p}\right] c_{p,L}\,M_L + \left[\frac{p_{DT,m}}{p}\right] c_{p,D}\,M_D \qquad (4.72)$$

$$p_{DT,m} = 0.5\,(p_{DT,Ph} - p_{DT,\infty}) \qquad (4.73)$$

für $0.1 < Re < 10^7$ $0.5 < Pr < 2500$

mit

λ_{LD}	Wärmeleitfähigkeit feuchter Luft	[W/(m K)]
ν_{LD}	kinematische Viskosität feuchter Luft	[m^2/s]
$c_{p,LD}$	spez. isobare Wärmekapazität für feuchte Luft	[J/(kg K)]
ρ_{LD}	Dichte feuchter Luft	[kg/m^3]
D_{LD}	Diffusionskoeffizient von Wasserdampf in Luft	[m^2/s]
l	charakteristische Länge (vgl. Krischer, 1975, S. 133 – Bild 4.49: Anströmlänge für verschiedene überströmte Körper	[m]
w	Luftgeschwindigkeit	[m/s]
p	Luftdruck	[Pa]
$p_{DT,Ph}$	Dampfteildruck an der Brettoberfläche (Phasengrenze)	[Pa]
$p_{DT,\infty}$	Dampfteildruck in der Trocknungsluft (Kernströmung)	[Pa]
M_D	molare Masse Wasser (≈18.015)	[kg/kmol]
M_L	molare Masse Luft (≈28.96)	[kg/kmol]

Die Stoffwerte sind mit der mittleren Temperatur sowie dem mittleren Wasserdampfteildruck an der Phasengrenze und der Kernströmung zu berechnen

Übersicht 4.10 Empirische Funktionen zum Wärmeübergangskoeffizienten

$\alpha = b + m\,w$ [W/(m² K)] — 4.74

b	*m*	*Autor*	*Bemerkung*	
5.58	3.95	Jürges (o.A.) [1) 3)]	glatte Oberfläche	w < 5 m/s
5.81	3.95	Jürges (o.A.) [1) 2) 3)] Kollmann (1951)	Walzoberfläche Bd. 1: S. 486	w < 5 m/s
6.16	4.19	Jürges (o.A.) [1) 2) 3)] Krecetov (1972)	verkrustetes Mauerwerk	w < 5 m/s

$\alpha = m\,w^n$ [W/(m² K)] — 4.75

m	*n*	*Autor*	*Bemerkung*	
6.8	0.77	Löfren (o.A.)	zit. in Vorreiter (1958)	
7.12	0.78	Jürges (o.A.) [1) 3)] Glijer (1984)	glatte Oberfläche	w > 5 m/s
7.14	0.78	Jürges (o.A.) [1) 2) 3)]	Walzoberfläche	w > 5 m/s
7.52	0.78	Jürges (o.A.) [1) 2) 3)]	verkrustetes Mauerwerk	w > 5 m/s
8.0	0.67	Söderström (1987) Salin (1988)		

mit w Luftgeschwindigkeit [m/s]

[1)] zit. in H. Dubbel (1949) [2)] zit. in G. Meyer, E. Schiffner (1989) [3)] zit. in H. Netz (1991)

Diese Geraden- bzw. Potenzfunktionen wurden auch schon in Kap. 3.1 zur Beschreibung des Einflusses der Luftgeschwindigkeit auf die Trocknungszeit (vgl. Übersicht 3.4 und Abb. 3.4) verwendet. Für Luftgeschwindigkeiten zwischen 1 m/s und 7 m/s ergeben sich für die Wärmeübergangszahl α die in Abb. 4.4 eingezeichneten Kurvenverläufe. Bis $w \leq 4$ m/s sind die Geradengleichungen als durchgezogene Linie und im rechten Teil der Abbildung gestrichelt eingezeichnet. Zur besseren Unterscheidung sind die Potenzfunktionen erst gestrichelt und ab $w > 4$ m/s als durchgezogen Kurven dargestellt. Im gesamten Luftgeschwindigkeitsbereich liegen die Werte von Gl. 4.74 über den Werten von Gl. 4.75. Die höchsten Wärmeübergangskoeffizienten ergeben sich nach Gl. 4.74 mit den Koeffizienten, die JÜRGES (o.A.) für verkrustestes Mauerwerk angab ($w = 1$ m/s $\rightarrow \alpha = 10.35$ W/(m² K): $w = 7$ m/s $\rightarrow \alpha = 35.49$ W/(m² K)). -

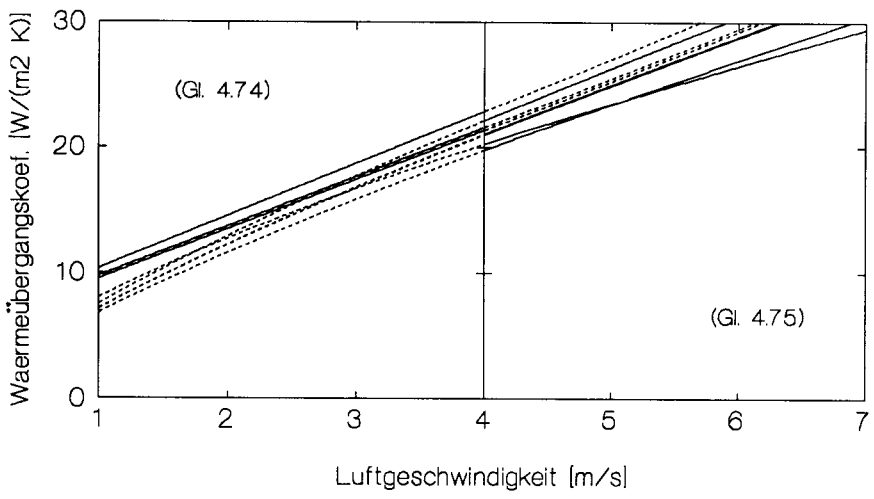


Abb. 4.4

Wärmeübergangskoeffizient in Abhängigkeit der Luftgeschwindigkeit berechnet nach Gleichung 4.74 und 4.75

Der Unterschied zwischen Geradengleichung und Potenzfunktion wird besonders bei niedrigen Luftgeschwindigkeiten deutlich und beträgt, z.B. bei w = 1 m/s, ca. 25 %. Ab Luftgeschwindigkeiten über 3 m/s liegen die Werte von Gl. 4.75 nur noch ca. 6 % unter den Werten von Gl. 4.74. Da bei der konventionellen Trocknung von Schnittholz üblicherweise eine Luftgeschwindigkeit um 2 m/s angewandt wird, erfolgt in dieser Arbeit die Berechnung des Wärmeübergangskoeffizienten nach Gl. 4.74 mit m = 4 und b = 5.85. Sie sind das arithmetische Mittel der angegebenen Koeffizienten für Gl. 4.74.

Für die Stoffbilanz an der Brettoberfläche wird entsprechend dem Wärmeübergangskoeffizienten ein **Stoffübergangskoeffizient** benötigt. Das Grundgesetz des Verdunstungsprozesses wurde bereits von DALTON (1803, zit. in ELSNER, DITTMANN, 1993, S. 382) formuliert, indem die verdunstete Wassermenge proportional der Differenz der Partialdrücke ($p_{DT, Ph} - p_{DT, \infty}$) ist. Je nachdem, ob als treibende Kraft ein Konzentrationsgefälle, Partialdichte oder Partialdruckgefälle zur Beschreibung verwendet wird, ergeben sich für den Stoffübergangskoeffizienten β die in Tab. 4.4 angegebenen Einheiten. Da zwischen Wasserdampfteildruck und absolutem Wassergehalt der Luft ein eindeutiger Zusammenhang besteht, kann zur Berechnung der verdunsteten Wassermenge auch die von LEWIS vorgeschlagene Formel (Gl. 4.5) verwendet werden, in der als Proportionalitätsfaktor der **Verdunstungskoeffizient** σ einzusetzen ist. Die Differenz der absoluten Luftfeuchte ($Y_{PH} - Y_\infty$) bildet hierbei die treibende Kraft.

Die formale Herleitung, wie sie u.a. bei KNEULE (1975, S. 84) angeführt ist, zeigt Übersicht 4.11. Ausgehend von der üblichen Schreibweise der Stoffstromdichte mit β als Stoffübergangskoeffizienten (Gl. 4.76), erhält man durch Umformen Gleichung 4.78 mit dem Verdunstungskoeffizienten σ als Proportionalitätsfaktor. Für kleine Dampfteildrücke kann der Ausdruck zu Gl. 4.79 vereinfacht werden. Durch Gleichsetzen von Gl. 4.77 und 4.79 ergibt sich der in Gl. 4.81 angegebene Zusammenhang zwischen σ und β, mit dem anschließend die Lewis-Anlogie (Gl. 4.82) formuliert wird. Nach σ aufgelöst ergibt sich Gl. 4.85 und beschreibt den Verdunstungskoeffizienten für Holzfeuchten unterhalb Fasersättigung. Übersteigt die Holzfeuchte u an der Brettoberfläche u_{FS}, so wird σ nach Gl. 4.84 bestimmt. Diese Formel ergibt sich aus der Enthalpie-Strombilanz zur Herleitung der Oberflächentemperatur (vgl. WEIß, MILITZER, GRAMLICH, 1993, S. 472), wobei angenommen wird, dass die Temperatur an der Brettoberfläche der Feuchttemperatur des Psychrometers entspricht.

Einen rein empirischen Ansatz zur Berechnung des Stoffübergangskoeffizienten verwendet RESSEL (1986, S. 139), der auf Versuchstrocknungen mit Fichte (*Picea abies*) bei verschiedenen Trocknungsbedingungen beruht. Mit der gemessenen Entfeuchtung Δm_D im ersten Trocknungsabschnitt bei konstanter Trocknungsgeschwindigkeit ist $\sigma = \Delta m_D / (\Delta t * A)$. Mit Hilfe der multiplen Regressionsanalyse wurden anschließend aus den Messergebnissen die Koeffizienten von Gl. 4.86 berechnet.

DIETL (1995, S. 39 ff) wendet in seinem Modell die von KRISCHER, KAST (1976, S. 244 ff) angegebenen Gleichungen zum Stoffübergang an, in denen sowohl die Strömungsart als auch die Beeinflussung des Stofftransportes auf den Wärmeübergang berücksichtigt wird. Zusätzlich wird die Stoffstromdichte, da es sich bei der Trocknung um eine einseitige Diffusion handelt, noch um den STEFAN-Faktor korrigiert.

Die Anwendung von 4.85 gilt streng genommen nur für den Fall einer turbulenten Störmung (KNEULE, 1975, S. 83). Da gleichzeitig der Wärmeübergangskoeffizient α mit Gl. 4.74 ohne die Beeinflussung durch den Stofftansport berechnet wird, ergibt sich in dem von VOGEL (1986) angewandten Ansatz für laminare Strömungen ein zu hoher Wärme- und Stoffübergang.

Übersicht 4.11 Zur Herleitung des Verdunstungskoeffizienten σ

$$\dot{m}_D = \beta\,(\rho_{DT,Ph} - \rho_{DT,\infty}) \qquad [kg/(m^2\,s)] \qquad 4.76$$

$$\left| \rho = \frac{p_{DT}}{R_D T} \right.$$

$$= \frac{\beta}{R_D T}\,(p_{DT,Ph} - p_{DT,\infty}) \qquad 4.77$$

$$\left| Y = \frac{R_L}{R_D}\,\frac{p_{DT}}{p - p_{DT}} \right.$$

$$= \sigma\,(Y_{Ph} - Y_\infty) = \sigma\,\frac{R_L}{R_D}\left(\frac{p_{DT,Ph}}{p - p_{DT,Ph}} - \frac{p_{DT,\infty}}{p - p_{DT,\infty}}\right) \qquad 4.78$$

$$\left| \text{für } p_{DT,Ph},\, p_{DT,\infty} \ll p \right.$$

$$\approx \sigma\,\frac{R_L}{R_D\,p}\,(p_{DT,Ph} - p_{DT,\infty}) \qquad 4.79$$

$$\sigma\,\frac{R_L}{R_D\,p}\,(p_{DT,Ph} - p_{DT,\infty}) = \frac{\beta}{R_D T}\,(p_{DT,Ph} - p_{DT,\infty}) \qquad 4.80$$

$$\Rightarrow \quad \sigma = \beta\,\frac{p}{R_L T} \approx \beta\,\rho_L \qquad 4.81$$

$$\frac{\alpha}{\beta\,\rho_L} = \frac{\alpha}{\sigma} = c_{p,LD}$$

Lewis-Analogie (Kneule, 1975) Das Trocknen, 3. Auflage, S. 84) — 4.82

$$\vartheta_{Ph} = TT - \frac{\sigma}{\alpha}\,\Delta h_V\,(Y_{Ph} - Y_\infty)$$

Herleitung der Oberflächentemperatur aus der Enthalpie-Strombilanz (Weiß, Militzer, Gramlich,1993, S. 472) — 4.83

$$\sigma = \begin{cases} \dfrac{\alpha\,(TT - TF)}{\Delta h_V\,(Y_{Ph} - Y_\infty)} & ;\ u_{Ph} \geq u_{FS} \qquad [kg/(m^2\,s)] \qquad 4.84 \\ \dfrac{\alpha}{c_{p,LD}} & ;\ u_{Ph} < u_{FS} \qquad 4.85 \end{cases}$$

$$\sigma = c_0 + c_1 TT + c_2 TF + c_3 w\left(1 - \frac{TF}{TT}\right) + c_4 (TT - TF) \qquad [g/(cm^2\,h)] \qquad 4.86$$

$c_0 = -2.2$ E–02 $\quad c_2 = -5.92$ E–2
$c_1 = +5.98$ E–2 $\quad c_3 = +6.7435$ E–2
$c_4 = -5.9372$ E–2

Regressionsanalyse an Versuchswerte für:
$1.5 < w < 2.5$ [m/s]
$40 < TT < 80$ [°C]
$50 < \varphi < 90$ [%]

mit

$\dot{m}_D$	Massenstromdichte	[kg/(m² s)]	α	Wärmeübergangskoeffizient	[W/(m² K)]
β	Stoffübergangskoeffizient	[kg/(m² s Pa)]	ϑ	Temperatur	[°C]
ρ	Dichte	[kg/m³]	$c_{p,LD}$	spez. Wärme feuchte Luft	[J/(kg K)]
p	Luftdruck	[Pa]	h_V	Verdampfungsenthalpie	[J/kg]
p_{DT}	Wasserdampfteildruck	[Pa]	TT	Trockentemperatur	[°C]
R	spezifische Gaskonstante	[J/(kg K)]	TF	Feuchttemperatur	[°C]
	Index: L Luft 286.91 D Dampf 461.25		Index:		
Y	abs. Wassergehalt	[kg/kg]	Ph	Phasengrenze	
σ	Verdunstungskoeffizient	[kg/(m² s)]	∞	in der Kernströmung	
			L	Luft	

Dieser Ansatz wurde auch im vorliegenden Modell aufgrund der einfachen Formulierung beibehalten. Grundsätzlich gilt, dass die Trocknung auch in der Anfangsphase im Wesentlichen durch den Feuchtetransport in der Randschicht des Holzes bestimmt ist. Der Einfluss des Wärme- und Stoffübergangs auf das berechnete Feuchteprofil ist bei der konventionellen Frischluft-/Ablufttrocknung nur gering und der effektive Diffusionskoeffizient, der den Transport von flüssigem Wasser und Wasserdampf im Holz beschreibt, ist die entscheidende Größe im Trocknungsmodell (vgl. Kap.5.7). Simulationsberechnungen mit steigenden Luftgeschwindigkeiten - die Werte für α und σ steigen ebenfalls - führen nur zu gering verkürzten Trocknungszeiten. Der Einfluss des Wärme- und Stoffübergangs auf die Entfeuchtung ist bei der Simulation vergleichsweise gering, so dass zur Berechnung von α und σ auch die vereinfachten Gleichungen mit ausreichender Genauigkeit angewendet werden können.

5. Holzeigenschaften

Die physikalischen Eigenschaften von Holz sind eng verknüpft mit dem anatomischen Aufbau des Holzgewebes. Nadelhölzer mit einem vergleichsweise einfachen und regelmäßigen Aufbau setzten sich aus Tracheiden und Parenchymzellen zusammen, die sich in Frühholz, Spätholz, Markstrahltracheiden und Markstrahlparenchym unterscheiden lassen. Die Tracheiden bilden bei **Nadelholz** ca. 90 % des Holzkörpers, sind in axialer Richtung langgestreckt und mit Hoftüpfeln untereinander verbunden. Die weitere stammesgeschichtliche Entwicklung führte zur Entstehung der Laubhölzer, die eine größere Zellvielfalt aufweisen. Die Wasserleitung im Baum erfolgt durch die Gefäße (Tracheen), Gefäßtracheiden und die vasizentrischen Tracheiden. Als Festigungsgewebe dienen Libriformfasern und Fasertracheiden. Neben dem Leit- und Festigungsgewebe bilden die Markstrahlparenchymzellen, Längsparenchymzellen und Epithelzellen das Speichergewebe. Nach WAGENFÜHR, SCHEIBER (1985) liegt der Gefäßanteil bei **Laubhölzern** zwischen 7 % und 39 % (Rotbuche). Der Anteil an Parenchymgewebe (Markstrahl- und Längsparenchym) variiert zwischen 8 % und 26 %, so dass der Faseranteil Werte zwischen 35 % und 66 % aufweist. Je nach Anordnung, Vernetzung, Größenverteilung und Länge der Gefäße ergeben sich deutliche Unterschiede im makroskopischen Aufbau zwischen den Laubholzarten. Die Porenstruktur im Holz ergibt sich damit zum einen aus der Anordnung der verschiedenen Zellhohlräume und ihren Verbindungen untereinander. Gleichzeitig besitzt aber auch die Zellwand eine ausgeprägte Porenstruktur, die zu einer großen inneren Oberfläche (ca. 200 m^2/g Trockensubstanz, STAMM, SMITH, 1969) führt und damit für die Sorptions- und Schwindungseigenschaften verantwortlich ist.

Abbildung 5.1 zeigt den schematischen Aufbau einer verholzten Zellwand mit Mittellamelle, Primär-, mehrschichtiger Sekundär- (S1, S2, S3) und Tertiärwand, wie er z.B. für Nadelholztracheiden bestimmt wurde (vgl. TIEMANN, 1951; KOLLMANN, 1951, S. 121;WAGENFÜHR, 1980, S. 153; RAVEN, EVERT, CULTIS, 1988, S. 37). Holz baut sich im Wesentlichen aus den Hauptbestandteilen Zellulose (50 %), Hemizellulose (25 %) und Lignin (25 %) auf. Der Zelluloseanteil ist in der Sekundärwänd am höchsten. Aus mehreren hundert Zellulosemolekülen setzen sich Micellen zusammen. Kristalline Bereiche, in denen die Zellulosemoleküle parallel aneinander ausgerichtet liegen, wechseln mit amorphen Bereichen ohne gitterförmige Anordnung (KAST, FLASCHNER, 1948). Aus den Micellen setzen sich die Mikrofibrillen (ca. 10 nm) zusammen, die als Bündel eine Makrofibrille ergeben und noch mit einem Lichtmikroskop erkennbar sind. Die Mittellamelle und die Primärwand mit Streuungstextur (Haupfibrillenrichtung quer zur Zellachse) der Mikrofibrillen weisen den höchsten Ligningehalt in der Zellwand auf. Auf sie entfallen ca. 60 % bis 90 % des Ligninanteils. In der Sekundärwand (75 % bis 85 % der Zellwanddicke) zeigt sich ein deutlicher Schichtaufbau mit Paralleltextur der Mikrofibrillen. Nach neueren Untersuchungen von SELL, ZIMMERMANN (1996) weist die Sekundärschicht S2 senkrecht zu S1 und S3 verlaufende Strukturen auf. Der Zelluloseanteil in der Sekundärwand kann bis zu 94 % betragen. Aus der Bündelung von Micellen, Mikro- und Makrofibrillen ergeben sich Spalten, Interfibrillar- und Intermicellarräume der in Abb. 5.1 angegebenen Größen. Gleichzeitig sind die jeweiligen Transportmechanismen eingezeichnet, die bei entsprechenden Porenweiten anzutreffen sind. Auf eine detaillierte Darstellung der Gesetzmäßigkeiten wird an dieser Stelle verzichtet. Sie sind u.a. bei PETERS, JÜNTGEN (1965) angegeben. Die Angabe zum adsorptiven Dampfdruck bezeichnet die Dampfdruckerniedrigung über einer gekrümmten Wasseroberfläche in einer Kapillaren, bei der eine Kondensation von Wasserdampf erfolgt.

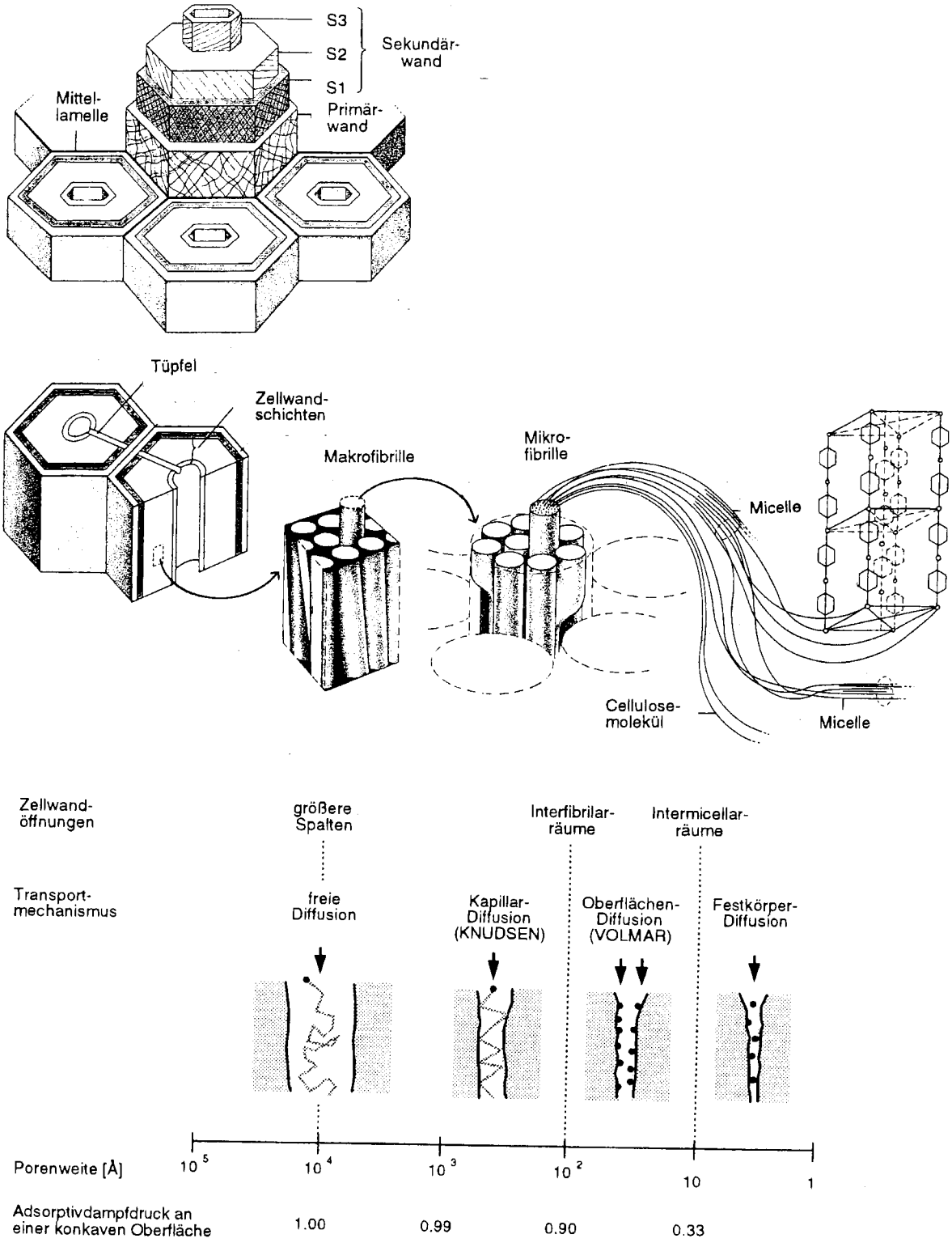


Abb. 5.1 Schematischer Aufbau einer verholzten Zellwand (nach RAVEN, EVERT, CULTIS, 1988) und Transportmechanismen in Poren unterschiedlicher Weite (nach PETERS, JÜNTGEN, 1965)

Eine exakte Formulierung des Wassertransportes setzt eine genaue Beschreibung des Porensystems voraus. Neben der Porenverteilung ist auch die Vernetzung zwischen den Poren in die Berechnung einzubeziehen. Gleichzeitig schwindet das Holz bei Feuchteabgabe unter Fasersättigung und ändert dabei u.U. ständig sein Porenvolumen. Zur Beschreibung des Trocknungsverhaltens wird daher vereinfachend ein Proportionalitätsfaktor (Diffusionskoeffizient bzw. Feuchteleitzahl) angewendet, der den Feuchtetransport als Folge eines Konzentrations- bzw. Dampfteildruckgefälles beschreibt. In dieser Arbeit wird ein Diffusionskoeffizient angewendet (vgl. Kap. 4). Diese Proportionalitätsfaktoren geben die Wegsamkeit für flüssiges bzw. dampfförmiges Wasser im Holzkörper in Abhängigkeit der Temperatur und Holzfeuchte an.

Ein Vergleich verschiedener Arbeiten von KÜBLER (1957) führt zu dem Ergebnis, „dass die Bewegungsbeiwerte der bisher zahlreichen Arbeiten in der Regel nicht übereinstimmen". Aus den z.T. widersprüchlichen Ergebnissen leitet er eine Hypothese zur Feuchtebewegung ab, die auf einem einfachen Zellschema (Zellumen, Zellwand, Tüpfel) beruht. Unter 8 % liegt nach seiner Einschätzung eine reine Wasserdampfdiffusion in den Zellhohlräumen vor. Bei steigenden Holzfeuchten kondensiert in den Tüpfeln und Tüpfelmembranporen Wasser und der Transport an dieser Stelle erfolgt kapillar. Bei höheren Holzfeuchten behindern möglicherweise Luftblasen in den Tüpfeln den Feuchtetransport und bestimmen damit die erreichbaren Trocknungsgeschwindigkeiten. Mit steigenden Holzfeuchten wächst der Anteil der in der Zellwand transportierten Feuchte durch Kapillardruckunterschiede. Bei Holzfeuchten über Fasersättigung gewinnt die kapillare Wasserbewegung im Zellumen an Umfang.

In den folgenden Kapiteln wird auf die Holzeigenschaften eingegangen, die bei der Berechnung der Feuchte- und Temperaturverteilung, der Trocknungsspannungen und des Energiebedarfs entsprechend der Tab. 4.3 benötigt werden. Hierbei erfolgt auch eine ausführliche Beschreibung der in der Literatur angegebenen Transportkoeffizienten.

5.1 Rohdichte, Volumenquellung, -schwindung, *specific gravity*

Die Rohdichte wird in dem Modellansatz für die Beschreibung des Diffusionskoeffizienten, für die Berechnung der Wärmeleitfähigkeit und zur Herleitung des Stoffübergangs bei unterschiedlichen Holzfeuchten benötigt. Sie ist aufgrund der Definition der Holzfeuchte (DIN 52183) eine notwendige Größe zu Berechnung der Stoffbilanz. Erweitert man die Gleichung Gl. 4.1 um r_0, so ergibt sich aus der Holzfeuchteänderung pro Zeit der in der Trocknungstechnik notwendige Massenstrom für die Bilanzgleichungen. Im Programm erfolgt ihre Eingabe als Darrdichte (Trockenmasse m_0 bezogen auf Trockenvolumen V_0) und kann für viele Holzarten aus Eigenschaftstabellen der Literatur entnommen werden. Amerikanische Veröffentlichungen geben die Dichte des Holzes als *specific gravity* SG an. „The specific gravity is the weight of any given volume of substance divided by the weight of an equal volume of water" (ASTM D 2395 - 93). Bildet man das Verhältnis von Trockenmasse m_0 zu Feuchtvolumen V_{FS} (max. Quellung), so ergibt sich die *basic specific gravity* SG_b. Als SG_u wird im folgenden die *specific gravity* bezeichnet, bei der die Trockenmasse m_0 auf ein Volumen V_u einer bestimmten Holzfeuchte $u < u_{FS}$ bezogen wird.

Übersicht 5.1: Zusammenhang zwischen Rohdichte und *specific gravity* in Abhängigkeit der Schwind- und Quellmaße
a) allgemeine Form und b) Näherungsgleichung nach KOLLMANN (1934)

a)	b)	
$r_0 = \frac{m_0}{V_0} = SG_b \left(\frac{100 + \alpha_{V,max}}{100}\right) \gamma_{H_2O}$ $= SG_b \left(\frac{100}{100 - \beta_{V,max}}\right) \gamma_{H_2O}$	$\approx \left(\frac{SG_b}{1 - 0.28\, SG_b}\right) \gamma_{H_2O}$	5.1
$SG_b = \frac{m_0}{V_{FS}} \frac{1}{\gamma_{H_2O}} = r_0 \left(\frac{100}{100 + \alpha_{V,max}}\right) \frac{1}{\gamma_{H_2O}} = r_0 \left(\frac{100 - \beta_{V,max}}{100}\right) \frac{1}{\gamma_{H_2O}}$	$\approx \left(\frac{r_0}{1 + 0.28\, r_0}\right) \frac{1}{\gamma_{H_2O}}$	5.2
$r_u = \frac{m_u}{V_u} = r_0 \left(\frac{100 + u}{100 + \alpha_V(u)}\right) = r_0 \frac{\left(1 + \frac{u}{100}\right)\left(100 - \beta_V(u)\right)}{100}$		5.3
$= SG_b \frac{\left(1 + \frac{u}{100}\right)\left(100 + \alpha_{V,max}\right)}{100 + \alpha_V(u)} \gamma_{H_2O} = SG_b \frac{\left(1 + \frac{u}{100}\right)\left(100 - \beta_V(u)\right)}{100 - \beta_{V,max}} \gamma_{H_2O}$		5.4
$SG_u = \frac{m_0}{V_u} \frac{1}{\gamma_{H_2O}} = r_0 \left(\frac{100}{100 + \alpha_V(u)}\right) \frac{1}{\gamma_{H_2O}} = r_0 \left(\frac{100 - \beta_V(u)}{100}\right) \frac{1}{\gamma_{H_2O}}$	$\approx \left(\frac{100\, r_0}{100 + 0.84\, r_0\, u}\right) \frac{1}{\gamma_{H_2O}}$	5.5
$= SG_b \left(\frac{100 + \alpha_{V,max}}{100 + \alpha_V(u)}\right) = SG_b \left(\frac{100 - \beta_V(u)}{100 - \beta_{V,max}}\right)$		5.6
$\alpha_{V,max} = \left(\frac{\beta_{V,max}}{100 - \beta_{V,max}}\right) 100$	$\approx \frac{28\, r_0}{} = \frac{28\, SG_b}{1 - 0.28\, SG_b}$	5.7
$\beta_{V,max} = \left(\frac{\alpha_{V,max}}{100 + \alpha_{V,max}}\right) 100$	$\approx \frac{28\, r_0}{1 + 0.28\, r_0} = 28\, SG_b$	5.8

mit
- m Holzmasse [g]
- V Holzvolumen [cm^3]
- r Rohdichte [g/cm^3]
  - Index: 0 Holzfeuchte u = 0%
  - u bei Holzfeuchte u
- u Holzfeuchte [%]

SG specific gravity [–]
- Trockengewicht bezogen auf Holzvolumen im Verhältnis zur Dichte von Wasser bei 4 °C
- Index: b basic
  - maximales Holzvolumen
  - u Volumen bei Holzfeuchte u

- α Quellmaß [%]
- β Schwindmaß [%]
  - Index: V Volumen
  - max Maximalwert
- γ_{H_2O} Dichte von Wasser [g/cm^3] (ϑ = 4 °C; 1 g/cm^3)

Entsprechend den Definitionen der Schwindung und Quellung (DIN 52184) können Angaben zur Darrdichte r_0 in Rohdichtewerte unterschiedlicher Feuchte r_u bzw. *specific gravity* SG umgerechnet werden. Diese Zusammenhänge sind in der Übersicht 5.1 zusammengestellt. Gleichzeitig sind Näherungsformeln nach KOLLMANN angegeben, in denen das Quell- bzw. Schwindmaß als Funktion der Rohdichte ausgedrückt wird (Spalte b).

Nach amerikanischen Untersuchungen besteht ein Zusammenhang zwischen maximalem Volumenquellmaß und der Rohdichte bei u = 0% ($\alpha_{V,max} = 28\ r_0$: KOEHLER, 1924; $\beta_{V,max} = 28\ SG_b$: NEWLIN, WILSON, 1919), aus der KOLLMANN (1934) eine Funktion zur Beschreibung der Quellungskurve in Abhängigkeit der Holzfeuchte ableitete (Abb. 5.2). Ziel war es, eine einfache Umrechnung der Rohdichtewerte unterschiedlicher Holzfeuchten ohne Verwendung der Schwind- bzw. Quellmaße zu ermöglichen. Hierzu unterteilt KOLLMANN die Quellungskurve in drei Abschnitte, die er durch Geradengleichungen annähert. KOLLMANN unterstellt, dass bis 25 % Holzfeuchte 3/4 der Volumenquellung erreicht wird. Bei u = 35 % beträgt die Quellung 89 % des Maximalwertes. Ab 60 % Holzfeuchte bleibt der Wert für α_V konstant. Es findet keine weitere Volumenquellung statt. Aus diesen Überlegungen entwirft KOLLMANN das unter dem Namen *„KOLLMANN-Diagramm"* bekannte Rohwichte-Feuchtigkeits-Schaubild (KOLLMANN, 1934 und 1951, S. 337), das auch in DIN 52182 wiedergegeben ist. Abweichend wird in der DIN 52182 das differentielle Quellmaß bis u = 25 % mit 0.85 r_0 statt mit 0.84 r_0 angegeben. Dieser Unterschied ist jedoch für die Umrechnung von r_u in r_0 unbedeutend. Im Orginaldiagramm erreicht die Kurve der Rohdichte $r_0 = 1.4$ g/cm³ bei u = 38 % (Maximalfeuchte) einen Wert von 1.38 g/cm³. Es ist zu vermuten, dass bei der Erstellung der Grafik für höhere Rohdichten, die maximale Volumenquellung, abweichend von der Definition in Abb. 5.2, schon vor 60 % Holzfeuchte, wahrscheinlich bei der Maximalfeuchte erreicht wird.

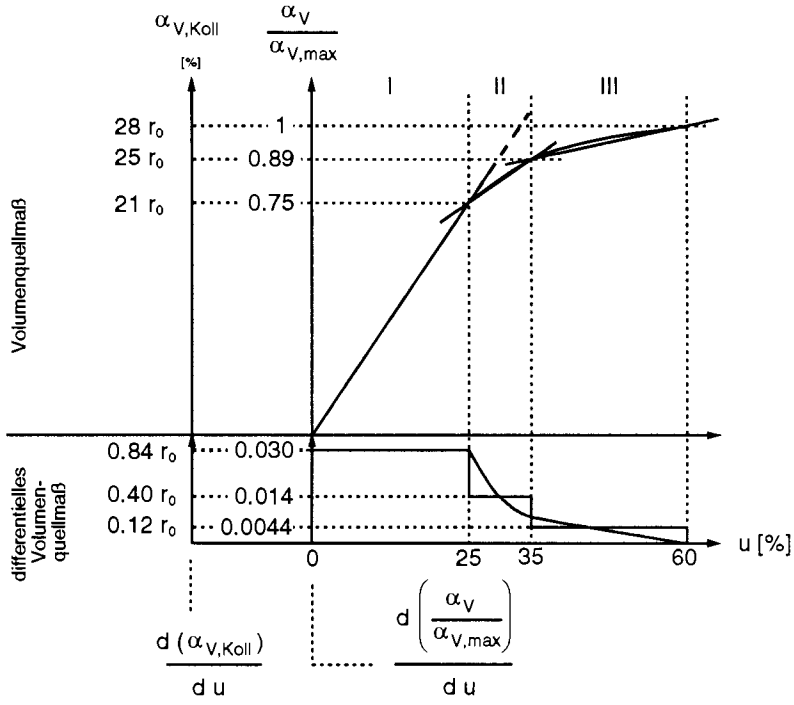


Abb. 5.2 Volumenquellung in Abhängigkeit der Holzfeuchte nach einem Vorschlag von KOLLMANN (1934)

mit	r_0	Rohdichte (u = 0%)	[g/cm³]
	u	Holzfeuchte	[%]
	$\alpha_{V,max}$	maximale Volumenquellung	[%]

$$\alpha_V(u) = \begin{cases} 0.84\ r_0\ u & (0.03\ u)\ \alpha_{V,max} & ;\ 0 \le u \le 25 \\ (0.40\ u + 11)\ r_0 & (0.01429\ u + 0.39286)\ \alpha_{V,max} & ;\ 25 < u \le 35 \\ (0.12\ u + 20.8)\ r_0 & (0.00429\ u + 0.74286)\ \alpha_{V,max} & ;\ 35 < u \le 60 \\ 28\ r_0 & \alpha_{V,Max} & ;\ 60 < u \end{cases}$$

VOGEL (1989) benutzt den von KOLLMANN angegebenen Zusammenhang in vereinfachter Form. Er definiert, dass bis u = 35 % einheitlich eine differentielle Volumenquellung von 0.84 r_0 gilt. Für Feuchtigkeiten über 35 % bleibt das Volumen konstant. Diese Berechnungsvorschrift stimmt mit Beobachtungen von MÖRATH (zit. KOLLMANN, 1951, S. 334) überein, der über 35 % keine weitere Volumenzunahme beobachtete. Diese Linearisierung führt jedoch dazu, dass bei u = 35 % die maximale Quellung $a_{V,max} = 29.4\ r_0$ beträgt und somit 5 % über dem von KOLLMANN angenommenen Wert liegt (Abb. 5.2: Schnittpunkt gestrichelte Linie und u = 35 %).

Der von KOEHLER (1924) und KOLLMANN (1932) angegebene Zusammenhang zwischen maximalem Volumenquellmaß und Rohdichte ($\alpha_{V,max} = 28\ r_0$; Gl. 5.7b) erscheint plausibel, wenn man annimmt, dass sich durch die Wasseraufnahme das Porenvolumen im Holz nicht ändert und die Zunahme des Holzvolumens dem Volumen des aufgenommenen Wassers entspricht (Dichte des absorbierten Wasser: γ_{H2O} = 1 g/cm³). Hieraus ergibt sich demnach eine Fasersättigungsfeuchte u_{FS} = 28 %, die heute für Hölzer gemäßigter Zonen allgemein mit 30 % angenommen wird.

VORREITER (1963) veröffentlichte die in Gl. 5.9 angegebene Definition der maximalen Volumenquellung in Abhängigkeit von der Fasersättigungsfeuchte bei 20 °C, die ihrerseits als Funktion der Rohdichte beschrieben werden kann. Für eine theoretische Rohdichte $r_0 = 1.5$ g/cm³ folgt eine Fasersättigungsfeuchte von 16 %, die zu einer maximalen Volumenquellung von 24 % führt. Bei der Berechnung der Fasersättigungsfeuchte wird von einer Zellwanddichte $\gamma_{Zellw.} = 1.51$ g/cm³ ausgegangen. Die maximale Holzfeuchte bei den jeweiligen Rohdichten im *„KOLLMANN-Diagramm"* wurde demgegenüber mit einer Zellwanddichte von 1.56 g/cm³ berechnet.

Übersicht 5.2 Maximale Volumenquellung, –schwindung von Holz als Funktion der Dichte (Rohdichte r_0 bzw. *basic specific gravity* SG_b)

$\alpha_{V,max} = 28\ r_0$	Koehler (1924) Kollmann (1932)	$\Leftrightarrow\ \beta_{V,max} = 28\ SG_b$	Newlin, Wilson (1919)	5.7b ; 5.8b
$\alpha_{V,max} = 0.24 \left(1 - \frac{u_{FS} - 0.16}{0.84\ u_{FS}} \right) 100$			Vorreiter (1963)	5.9
$u_{FS,\ 20°C} = 1 - 0.84\ e^{-\left(0.13 \frac{\gamma_{Zellw.} - r_0}{\gamma_{Zellw.}\ r_0}\right)}$				
$\alpha_{V,max} = 23.591\ r_0$		$\Leftrightarrow\ \beta_{V,max} = 23.591\ SG_b$		5.10
$= 19.736\ r_0^{0.528}$				5.11
$= -16.414\ r_0^2 + 35.591\ r_0$			Regressionsanalyse der Messwerte von Mörath (1932)	5.12
$\alpha_{V,max} = 19.158\ r_0$		$\Leftrightarrow\ \beta_{V,max} = 19.158\ SG_b$		5.13
		$\beta_{V,max} = 14.736\ SG_b^{0.321}$		5.14
	Regressionsanalyse der Tabellenwerte von Simpson, Sagoe (1991)	$\beta_{V,max} = -20.944\ SG_b^2 + 34.033\ SG_b$		5.15

mit	$\alpha_{V,max}$	max. Volumenquellmaß [%]	SG_b	basic specific gravity	[–]
	$\beta_{V,max}$	max. Volumenschwindmaß [%]	$\gamma_{Zellw.}$	Zellwanddichte (≈1.51)	[g/cm³]
	r_0	Rohdichte (u = 0%) [g/cm³]	u_{FS}	Fasersättigungsfeuchte	[g/g]

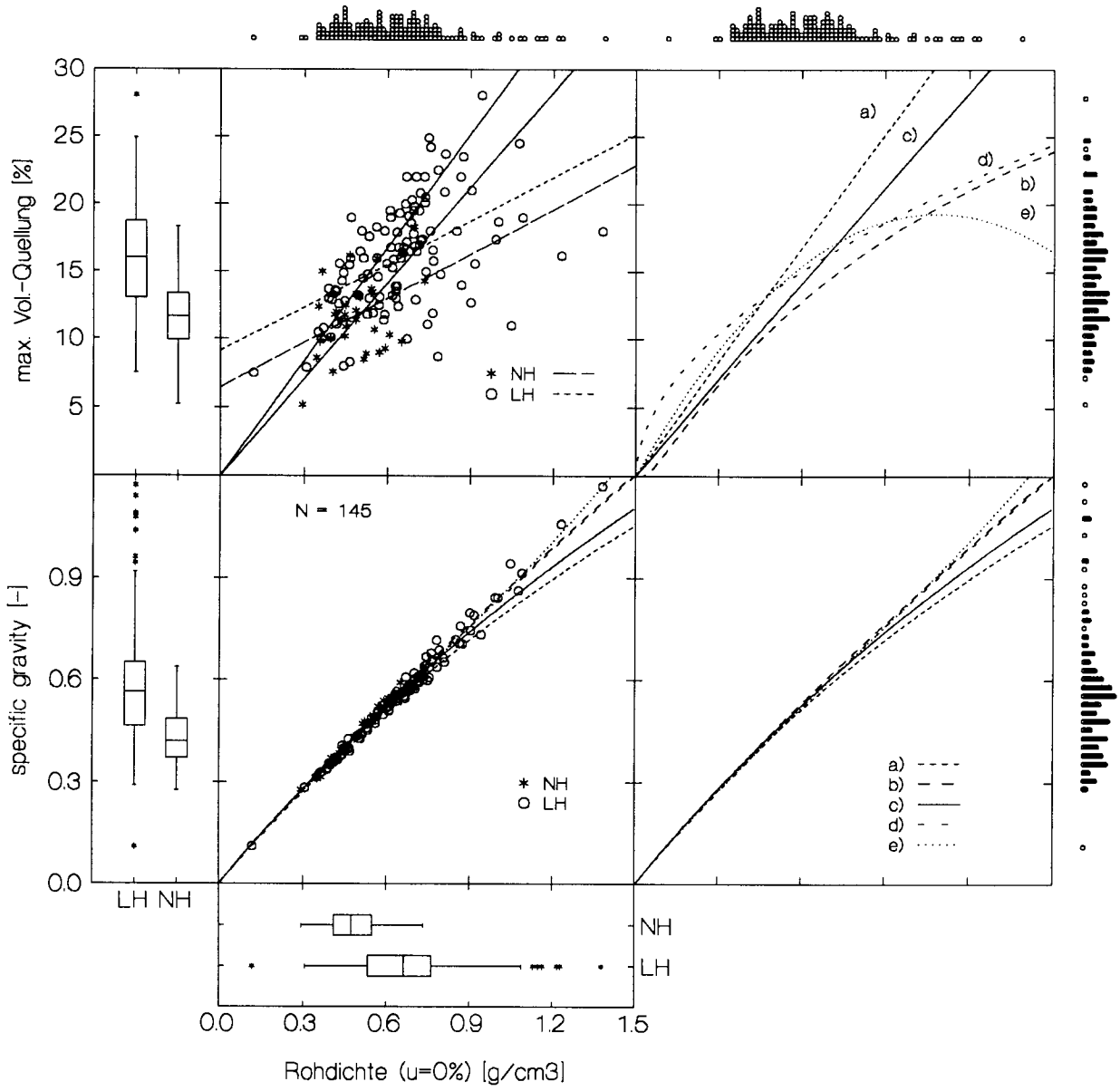


Abb. 5.3 Zusammenhang zwischen Rohdichte r_0, max. Volumenquellung $\alpha_{V,max}$ und *specific gravity* SG_b der bei MÖRATH (1932) angegebenen Holzarten
a) KOLLMANN Gl. 5.7b, b) VORREITER Gl. 5.9, c) Gl. 5.10, d) Gl. 5.11, e) Gl. 5.12

Die Versuchsergebnisse zur maximalen Volumenquellung von MÖRATH (1932) an 36 Nadelhölzern und 109 Laubhölzern sind in Abb. 5.3 in Abhängigkeit der Rohdichte dargestellt. Neben den Einzelwerten sind zusätzlich die ermittelten Regressionsgeraden für Nadel- bzw. Laubholz eingezeichnet (NH: $\alpha_{V,max} = 10.945\, r_0 + 6.448$, $R = 0.959$; LH: $\alpha_{V,max} = 10.697\, r_0 + 9.116$, $R = 0.956$). Die durch den Koordinatenursprung verlaufenden Geraden zeigen den Zusammenhang, den KOLLMANN unterstellt (Kurve a; Gl. 5.7b) und der sich aus der linearen Regressionsberechnung für die Werte von MÖRATH ergibt (Kurve c; Gl. 5.10). Danach ist $\alpha_{V,max} = 23.591\, r_0$ und liegt 16 % unter dem Ansatz von KOLLMANN. Neben der linearen Regressionsanalyse wurde zusätzlich versucht, die maximale Volumenquellung durch eine Potenzfunktion (Kurve d; Gl. 5.11) bzw. eine quadratische Funktion (Kurve e; Gl. 5.12) anzunähern. Bei der Potenzfunktion flacht mit zunehmender Rohdichte die Kurve ähnlich dem Ansatz von VORREITER (Kurve b;

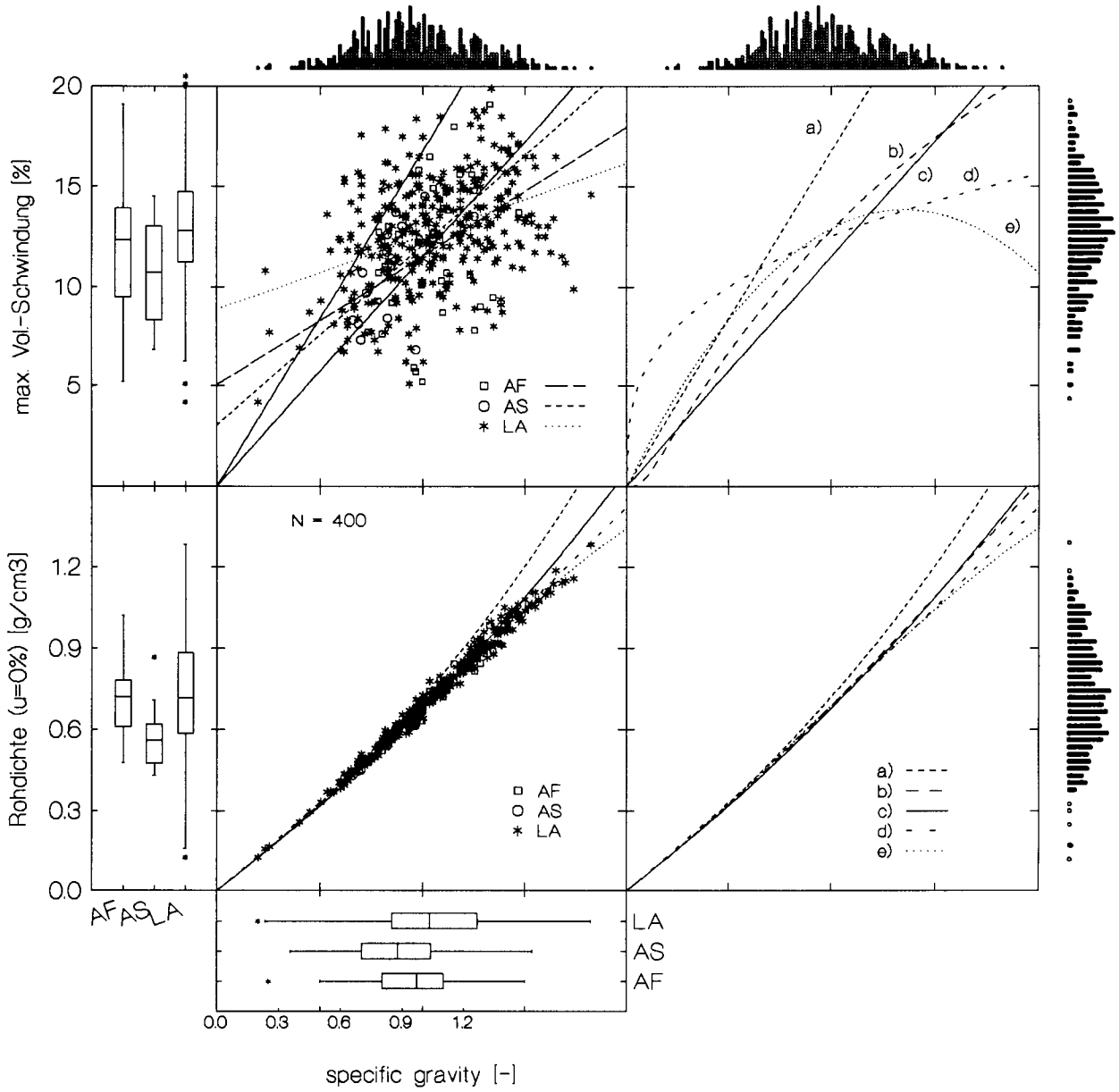


Abb. 5.4 Zusammenhang zwischen *specifig gravity* SG_b, Rohdichte r_0, max. Volumenschwindung $\beta_{V,max}$ der bei SIMPSON, SAGOE (1991) angegebenen Holzarten
a) KOLLMANN Gl. 5.8b , b) VORREITER Gl. 5.9, c) Gl. 5.13, d) Gl. 5.14, e) Gl. 5.15

Gl. 5.9) ab. Die quadratische Funktion weist ein Maximum bei ca. 1 g/cm^3 auf. Holzarten mit Rohdichten über 1 g/cm^3 würden danach eine geringere Volumenquellung aufweisen. Dieser Umstand könnte entweder durch eine mit der Rohdichte zunehmende Quellungsbehinderung erklärt werden oder auch durch ein abweichendes Sorptionsverhalten infolge der oft bei schweren, tropischen Holzarten vorkommenden Inhaltsstoffe, die, wie VORREITER (1963) generell für Hölzer mit hoher Rohdichte unterstellt, auch die Fasersättigungsfeuchte verringern.

Für einen besseren Vergleich sind die verschiedenen Ansätze im rechten Teil der Abb. 5.3 ohne die Einzelwerte einander gegenübergestellt. Die Unterschiede zwischen den Funktionen sind im Rohdichtebereich zwischen 0.3 bis 0.9 g/cm^3 relativ gering. Berechnet man aus Rohdichte und maximaler Volumenquellung einen Wert für SG_b entsprechend Gl. 5.2a, so ergibt sich der ebenfalls in Abb. 5.3 eingezeichnete Zusammenhang zwischen *specific gravity* und der Darrdichte.

Im Bereich zwischen 0.3 und 0.9 g/cm^3 liegen die Werte der einzelnen Holzarten und auch die Kurven der verschiedenen Regressionsgleichungen nahe beieinander. Erst bei Rohdichten oberhalb von 0.9 g/cm^3 werden die Unterschiede zwischen den verschiedenen Ansätzen deutlich. Die wenigen Holzarten mit hoher Rohdichte folgen sehr gut der quadratischen Funktion bzw. dem Ansatz von VORREITER (Gl. 5.9). Der Ansatz von KOLLMANN führt insgesamt zu den höchsten Volumenquellungen, so dass bei Rohdichten über 0.9 g/cm^3 auch die hiermit berechneten Werte für SG_b am stärksten von den Messwerten abweichen.

In gleicher Weise wurden die von SIMPSON, SAGOE (1991) angegebenen Werte zu SG_b und Volumenschwindmaß $\beta_{V,max}$ für 41 Afrikanische ($\beta_{V,max} = 10.8\ SG_b + 5.038$), 13 Asiatische ($\beta_{V,max} = 15.036\ SG_b + 3.038$) und 346 Lateinamerikanische Holzarten ($\beta_{V,max} = 6.192\ SG_b + 8{,}835$) ausgewertet. Die Einzelwerte sowie die Regressionsfunktionen (Gl. 5.13 bis 5.15) zeigt Abb. 5.4. Da hier als unabhängige Variable *specific gravity* eingezeichnet wurde, ergibt sich bei der Darstellung des Zusammenhangs zwischen r_0 und SG_b ein im Vergleich zu Abb. 5.3 spiegelbildlicher Verlauf. Der Ansatz von KOLLMANN verlässt ab $SG_b > 0.8$ die Punktewolke. Wie schon bei den Werten von MÖRATH (1932) wird mit der Anwendung von $\alpha_{V,max} = 28\ r_0$ bzw. $\beta_{V,max} = 28\ SG_b$ der Einfluss der Dichte auf die Volumenquellung bzw. -schwindung überschätzt. Die von SIMPSON, SAGOE (1991) zusammengetragenen Messwerte tropischer Holzarten weisen im Mittel gegenüber dem Ansatz von KOLLMANN eine ca. 30 % niedrigere Volumenschwindung auf. Für hohe Werte von SG_b ergibt sich, wie schon zuvor durch Anwendung der quadratischen Funktion (Gl. 5.15) bzw. des Ansatzes von VORREITER (Gl. 5.9), eine gute Übereinstimmung mit den aus SG_b und $\beta_{V,max}$ nach Gl. 5.1 berechneten Rohdichten r_0.

Bestimmt man die Rohdichte als Funktion der Holzfeuchte entsprechend dem „*KOLLMANN-Diagramm*" mit den unterschiedlichen Ansätzen der maximalen Volumenschwindung in Abhängigkeit von SG_b (Gl. 5.13 bis Gl. 5.15), so ergeben sich die in Abb. 5.5 eingezeichneten Kurven konstanter Rohdichte r_0. Für die maximale Holzfeuchte wird die Zellwanddichte mit $\gamma_{Zellw.} = 1.56$ g/cm^3 angenommen. Erst bei Rohdichten über 0.8 g/cm^3 werden die Unterschiede zwischen den einzelnen Ansätzen deutlich sichtbar. Durch die geringere Volumenschwindung bei

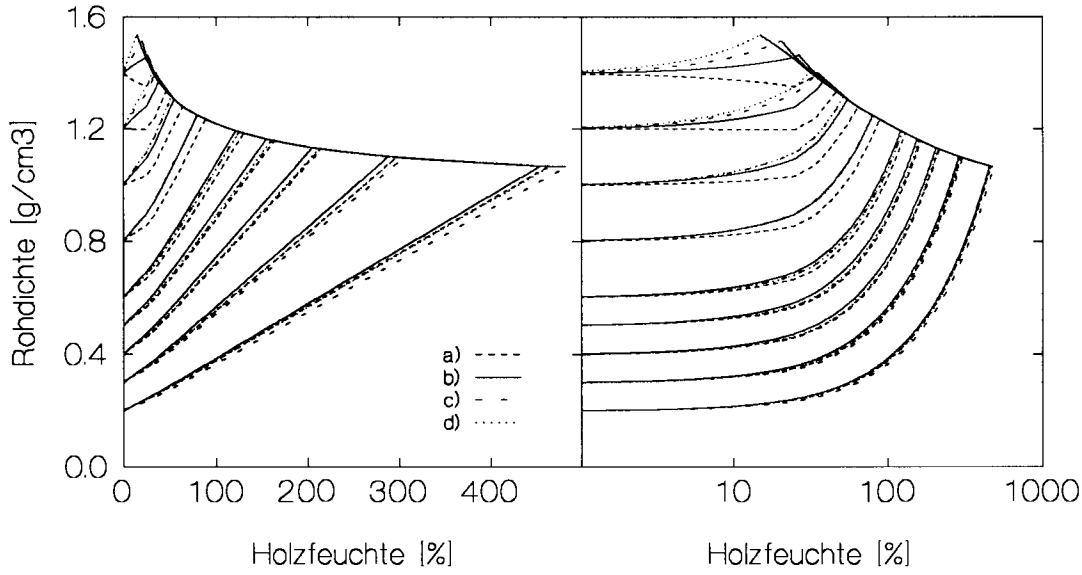


Abb. 5.5 Rohdichte in Abhängigkeit der Holzfeuchte berechnet nach a) KOLLMANN (1934) Gl.5.8b und mit den Regressionsgleichungen b) Gl. 5.13, c) Gl.5.14, d) Gl. 5.15 über dem Zusammenhang zwischen *specific gravity* SG_b und max. Volumenschwindung $\beta_{V,max}$

hohen Rohdichten r_0 nimmt die Rohdichte r_u mit steigender Feuchte bis auf den Ansatz von KOLLMANN (1934) in jedem Fall zu. Ein Abnahme der Rohdichte mit steigender Feuchte, wie sie im Orginal-Diagramm für Rohdichten über $r_0 = 1.2$ g/cm^3 zu sehen ist - die theoretische Volumenquellung nach Gl. 5.7b würde 33.6 % betragen - wird dadurch vermieden. Dass bei der Feuchteaufnahme das Gewicht in geringerem Umfang als das Volumen steigt, konnte bisher bei keiner Holzart beobachtet werden. Die höchste Volumenquellung für Holz ist bei MÖRATH (1932) für *Buxus sempervires* ($r_0 = 0.941$ g/cm^3) mit $\alpha_{V,max} = 28.1$ % angegeben.

5.2 Porenvolumen, maximale Holzfeuchte, „Grünfeuchte", Zellwanddichte

Die maximale Holzfeuchte ist keine Eingangsgröße für die Modellberechnung, sondern wird im Programm zur Überprüfung der vom Benutzer einzugebenden Anfangsfeuchte verwendet. Der maximale Wassergehalt hängt vom **Porenvolumen** im Holz ab. Dabei ist zu unterscheiden zwischen freien und mit Wasser gefüllten Poren. Das freie Porenvolumen ist nach Vorstellungen von SIAU (1971, 1984, vgl. Kap. 5.7) eine entscheidende Größe zur Beschreibung des Diffusionskoeffizienten von Wasser in Holz. Eine anschauliche Herleitung des maximalen Wassergehaltes von Holz, bei dem sämtliche Poren mit Wasser gefüllt sind, ermöglicht die Angabe zu *specific gravity*. Wie in Gl. 5.16 gezeigt, ist das äußere Holzvolumen im maximal gequollenen Holz die Summe aus Porenvolumen und Volumen der Zellwandsubstanz. Die **maximale Holzfeuchte** ist dann erreicht, wenn sämtliche Poren mit Wasser gefüllt sind.

Übersicht 5.3 Zusammenhang zwischen Rohdichte, Volumenquellung, Porenvolumen, maximaler Holzfeuchte und Holzfeuchte im frischen Zustand

$$u_{max} = \frac{V_{P,FS}}{m_0}\gamma_{H_2O} = \begin{cases} \dfrac{V_{FS}-V_Z}{m_0}\gamma_{H_2O} = \dfrac{\left(1-\dfrac{V_Z}{V_{FS}}\right)V_{FS}}{m_0}\gamma_{H_2O} = \dfrac{\left(1-\dfrac{SG_b}{\gamma_{Zellw.}}\right)\gamma_{H_2O}}{SG_b} & 5.16 \\ \left(\dfrac{V_{FS}}{m_0}-\dfrac{V_Z}{m_0}\right)\gamma_{H_2O} = \dfrac{1}{SG_b}-\dfrac{1}{\gamma_{Zellw.}}\gamma_{H_2O} = \dfrac{\gamma_{Zellw.}-SG_b\,\gamma_{H_2O}}{SG_b\,\gamma_{Zellw.}} & 5.17 \end{cases}$$

$$= \frac{1}{r_0\left(\dfrac{100}{100+\alpha_{V,max}}\right)\dfrac{1}{\gamma_{H_2O}}} - \frac{1}{\gamma_{Zellw.}}\gamma_{H_2O} \qquad 5.18$$

Näherungsgleichung nach Kollmann (1951, S. 392)

$$\approx \frac{1}{\left(\dfrac{r_0}{1+0.28\,r_0}\right)\dfrac{1}{\gamma_{H_2O}}} - \frac{1}{\gamma_{Zellw.}}\gamma_{H_2O} = 0.28 + \frac{\gamma_{Zellw.}-r_0}{r_0\,\gamma_{Zellw.}}\gamma_{H_2O} = 0.28 + \frac{V_{P,0}}{m_0}\gamma_{H_2O} \qquad 5.19$$

$$\frac{\gamma_{Zellw.}-SG_b\,\gamma_{H_2O}}{\gamma_{Zellw.}} = 1 - \frac{SG_b}{\gamma_{Zellw.}}\gamma_{H_2O}$$

Anteil des Porenvolumens in maximal gequollenem Holz (u > FS) inkl. der mit Wasser gefüllten Holhlräume — 5.20

$$\frac{\gamma_{Zellw.}-r_0}{\gamma_{Zellw.}} = 1 - \frac{r_0}{\gamma_{Zellw.}}$$

Anteil des Porenvolumens in darrtrockenem Holz — 5.21

$$u_{green} = \underbrace{\frac{1-0.65\,SG_b}{SG_b}\left(1-e^{(-4.79\,SG+4.13\,SG^2)}\right)}_{u_{max}} \qquad \frac{1}{\gamma_{Zellw.}} = \frac{1}{1.538} = 0.65 \qquad 5.22$$

mit

u_{max}	maximale Holzfeuchte	[kg/kg]	m_0	Masse Zellwand (Holzmasse bei u = 0%)	[g]
V	Holzvolumen	[g/cm³]	SG_b	basic specific gravity	[–]
Index:	P,FS Porenvolumen bei max. Quellung		r_0	Rohdichte bei u = 0%	[g/cm³]
	P,0 Porenvolumen für u = 0 %		$\alpha_{V,max}$	max. Volumenquellung	[%]
	FS äußeres Volumen bei u ≥ FS		γ	Dichte	[g/cm³]
	0 äußeres Volumen bei u = 0 %			Index Zellw., H_2O: Zellwand, Wasser	
	Z Zellwand				

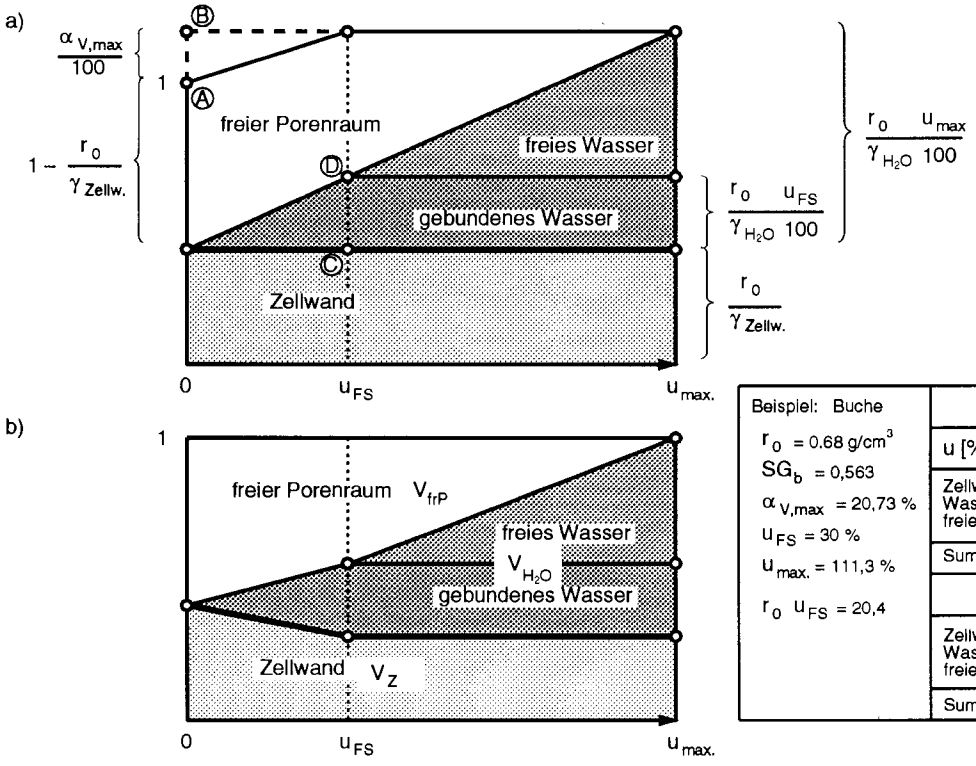


Abb. 5.6

Freie Poren, Zellwand, freies und gebundenes Wasser
a) bezogen auf Darrvolumen
b) bezogen auf Feuchtvolumen

Beispiel: Buche	Anteil am Trockenvolumen V_0		
r_0 = 0.68 g/cm³	u [%]	0	30	111,3
SG_b = 0,563	Zellwand	0,45	0,45	0,45
$\alpha_{V,max}$ = 20,73 %	Wasser	0,00	0,20	0,76
u_{FS} = 30 %	freie Poren	0,55	0,56	0,00
$u_{max.}$ = 111,3 %	Summe	1,00	1,21	1,21
$r_0 \; u_{FS}$ = 20,4	Anteil am Feuchtvolumen V_u			
	Zellwand	0,45	0,37	0,37
	Wasser	0,00	0,17	0,63
	freie Poren	0,55	0,46	0,00
	Summe	1,00	1,00	1,00

Entwicklung des freien Porenvolumens unter Fasersättigung

Strecke $\overline{Ⓐ Ⓑ}$ $\overline{Ⓒ Ⓓ}$

$$\alpha_{V,max} = \frac{r_0 \; u_{FS}}{\gamma_{H_2O}}$$

Bei der Trocknung unter Fasersättigung

$=$ – bleibt das freie Porenvolumen **gleich**. Das äußere Volumen schwindet um den gleichen Betrag, wie das Volumen des entfernten Wassers

$>$ – **verringert** sich das freie Porenvolumen.

$<$ – **vergrößert** sich das freie Porenvolumen.

$$1 = V_Z + V_{H_2O} + V_{frP} \Rightarrow V_{fP} = 1 - V_Z - V_{H_2O} \qquad 5.23$$

$$V_Z = \begin{cases} \frac{SG_u}{\gamma_{Zellw.}} \gamma_{H_2O} = \frac{r_0 \; 100}{\gamma_{Zellw.} \; [100 + \alpha_V(u)]} = \frac{r_0 \; 100}{\gamma_{Zellw.} \left(100 + \frac{d\alpha_V}{du} \; u \right)} & ; \text{für } u \le u_{FS} \qquad 5.24 \\ \frac{SG_b}{\gamma_{Zellw.}} \gamma_{H_2O} = \frac{r_0 \; 100}{\gamma_{Zellw.} \; [100 + \alpha_{V,max}]} & ; \text{für } u_{FS} < u \le u_{max.} \qquad 5.25 \end{cases}$$

$$V_{H_2O} = \begin{cases} SG_u \; \frac{u}{100} = \frac{r_0 \; u}{\gamma_{H_2O} \; [100 + \alpha_V(u)]} = \frac{r_0 \; u}{\gamma_{H_2O} \left(100 + \frac{d\alpha_V}{du} \; u \right)} & ; \text{für } u \le u_{FS} \qquad 5.26 \\ SG_b \; \frac{u}{100} = \frac{r_0 \; u}{\gamma_{H_2O} \; [100 + \alpha_{V,max}]} & ; \text{für } u_{FS} < u \le u_{max.} \qquad 5.27 \end{cases}$$

mit
- V Volumenanteil bezogen auf äußeres Holzvolumen bei Holzfeuchte u [–]
  - Index: Z Zellwand
  - H_2O Wasser
  - frP freie Poren
- SG specific gravity [–]
  - Index: b basic
  - u Volumen bei Holzfeuchte u
- γ Dichte [g/cm³]
  - Index Zellw. Zellwand (≈ 1.51)
  - H_2O Wasser (=1.0)
- r_0 Rohdichte (u = 0%) [g/cm³]
- u Holzfeuchte [%]
  - Index: FS Fasersättigung
  - max. maximale Holzfeuchte
- α_V Volumenquellmaß [%]
- $\frac{d\alpha}{du}$ diff. Volumenquellmaß [%/%]

Über den Zusammenhang zwischen SG_b und r_0 kann die maximale Holzfeuchte u_{max} auch mit der Rohdichte und der Volumenquellung berechnet werden (Gl. 5.18). Mit dem von KOLLMANN (1934) angegebenen Zusammenhang zwischen Rohdichte r_0 und Volumenquellmaß $\alpha_{V,max}$ ergibt sich für die Maximalfeuchte die in Gl. 5.19 angegebene Näherungsgleichung (vgl. KOLLMANN, 1951, S. 392). Die Maximalfeuchte errechnet sich damit aus dem Porenvolumen im trockenen Zustand und der durch Quellung hervorgerufenen Volumenzunahme des Holzkörpers. Die Größe des Porenvolumens ist dabei abhängig von der Rohdichte, der Fasersättigungsfeuchte sowie dem Volumenschwindmaß. Ist die bis Fasersättigung aufgenommene Wassermenge $r_0 \cdot u_{FS}$ kleiner als die maximale Volumenquellung $\alpha_{vol.} \approx 19.158\ r_0$ (Gl. 5.13), so führt die Entfeuchtung zu einer Verringerung des Porenvolumens bei der Trocknung. Das äußere Volumen schwindet stärker als das Volumen der entfernten Wassermenge. Bei $\alpha_{vol} < r_0 \cdot u_{FS}$ steigt das freie Porenvolumen mit abnehmender Holzfeuchte an (Abb. 5.6).

Beispiel: KOLLMANN (1951) gibt in Tafel V, Eigenschaften der wichtigsten Nutzhölzer, für Buche (*Fagus sylvatica*) folgende Werte an: $r_0 = 0.49$ .. 0.68 .. 0.88 g/cm³, $\beta_{long.} = 0.3$ %, $\beta_{rad.} = 5.8$ %, $\beta_{tang.} = 11.8$ %, $\beta_{vol.} = 17.9$ %. Verwendet man Gl. A.5.2.1 zur Berechnung der exakten Volumenschwindung, so ist $\beta_{vol.} = 17{,}17$ %. Die weitere

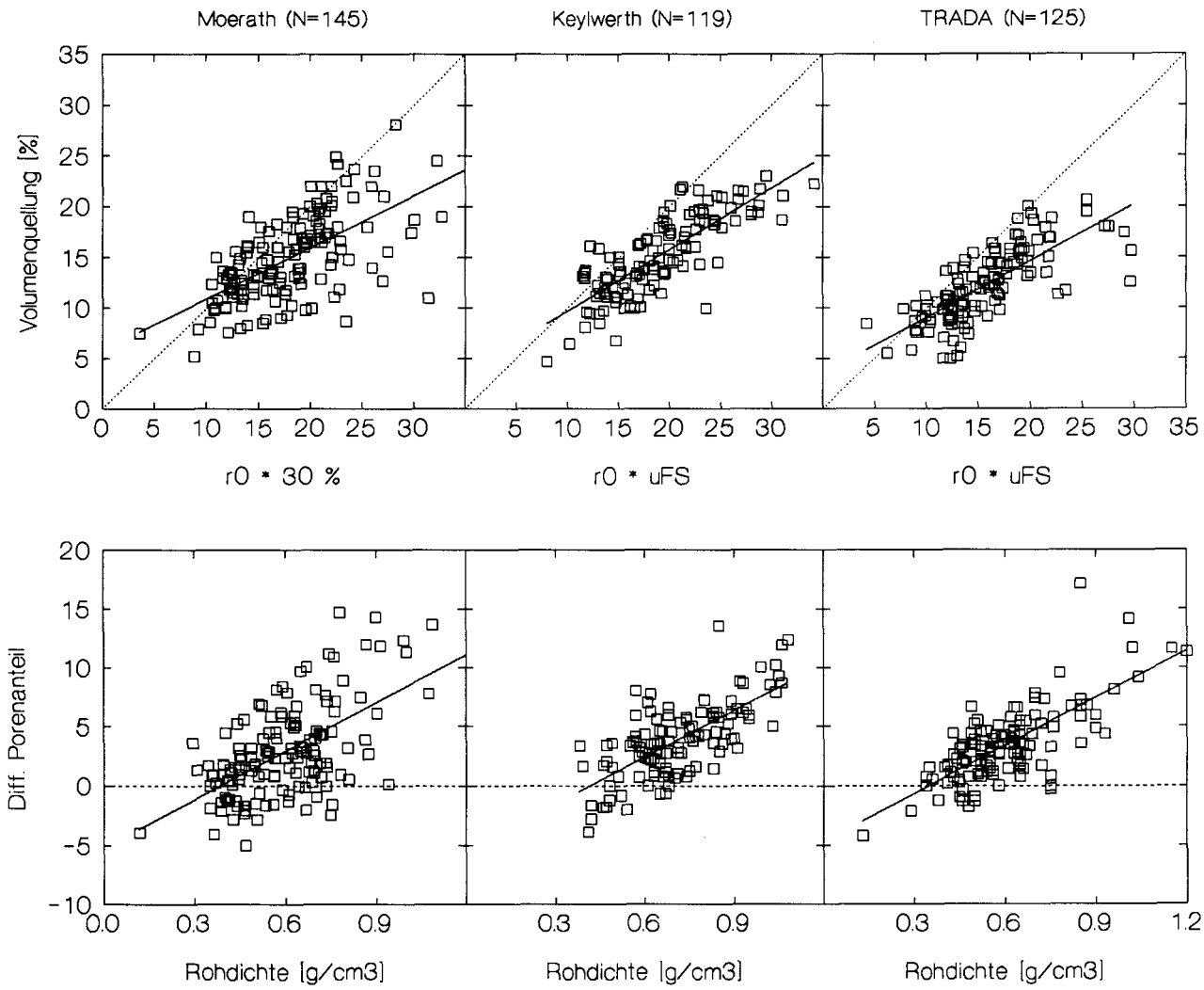


Abb. 5.7 Zusammenhang zwischen Volumenquellung und Wassergehalt bei Fasersättigung und Änderung des freien Porenvolumens bei der Trocknung von Fasersättigung auf u = 0 %. (Anteil bezogen auf das Trockenvolumen der Holzprobe)

Berechnung erfolgt mit $r_0 = 0.68$ g/cm^3. Nach Gl. 5.2 folgt $SG_b = 0.5632$. Der Anteil der Poren am Gesamtvolumen im maximal gequollenen Zustand beträgt nach Gl. 5.20 $V_{P,FS} = 0.6269$. Im darrtrockenen Zustand verringert sich der Porenanteil um ca. 8 % auf $V_{P,0} = 0.5496$ (Gl. 5.21) bezogen auf das jeweilige Außenvolumen. Berechnet man das Volumen der freien Poren bei Fasersättigung und im darrtrockenen Zustand bezogen auf das Darrvolumen, so ergeben sich annähernd gleiche Werte von ca. 0.55. Das für die Dampfdiffusion zur Verfügung stehende Hohlraumsystem bleibt bei Buche während der Trocknung nahezu unverändert. Dass nach Angaben von VOIGT, KRISCHER, SCHAUSS (1940) der Diffusionswiderstandsfaktor bei dem untersuchten Buchenholz ($r_0 = 0.6$ g/cm^3) mit sinkender Holzfeuchte stark ansteigt, ist damit nicht auf eine Verringerung des Porenvolumens zurückzuführen.(vgl. Kap. 5.7).

Wertet man die Angaben von MÖRATH (1932) im Hinblick auf die Veränderung des Porenvolumens bei der Trocknung unterhalb Fasersättigung in gleicher Weise aus, so ergeben sich die in Abb. 5.7 dargestellten Zusammenhänge zwischen Volumenquellung und Wasservolumen bei Fasersättigung ($r_0 \cdot u_{FS} / \gamma_{H2O}$). Die Fasersättigungsfeuchte wurde, wie allgemein üblich, einheitlich mit 30 % angenommen. Im Durchschnitt schwinden die Holzarten in geringerem Umfang, als es nach dem entfernten Wasservolumen zu erwarten wäre ($\alpha_{vol.} = 0.43 \cdot (r_0 \cdot 30) + 7.148$, N = 145, B = 0.338). Während der Trocknung vergrößert sich damit in der Regel das freie Porenvolumen. Zu vergleichbaren Ergebnissen führt die Auswertung der Untersuchungen von KEYLWERTH (1969) und TRADA (1962). Hierbei wird auf die Ergebnisse aus Kap. 5.4 vorgegriffen, da die in Abb. 5.7 eingezeichneten Volumenquellmaße aus den differentiellen Volumenquellmaßen und den jeweiligen Fasersättigungsfeuchten der einzelnen Holzarten nach Gl. 5.51 berechnet worden sind. Es wurde ein linearer Zusammenhang zwischen $\alpha_{vol.}(u)$ und u angenommen (KEYLWERTH: $\alpha_{vol.} = 0.607 \cdot (r_0 \cdot u_{FS}) + 3.628$, N = 119, B = 0.640; TRADA: $\alpha_{vol.} = 0.558 \cdot (r_0 \cdot u_{FS}) + 3.474$, N = 125, B = 0.556). Zeichnet man das sich bei der Trocknung von Fasersättigung bis u = 0 % ändernde freie Porenvolumen V_{frP} in Abhängigkeit der Rohdichte auf, so zeigt sich bei allen Untersuchungen eine deutliche Zunahme des freien Porenraumanteils am Trockenvolumen mit steigender Rohdichte (MÖRATH: $\Delta V_{frP} = 17.111 \cdot r_0 - 7.148$, B = 0.473; KEYLWERTH: $\Delta V_{frP} = 13.046 \cdot r_0 - 5.403$, B = 0.488; TRADA: $\Delta V_{frP} = 13.444 \cdot r_0 - 4.690$, B = 0.540). Bei Rohdichten über 0.6 g/cm^3 führt die Trocknung unter Fasersättigung im Mittel zu einem Anwachsen des freien Porenvolumens ($V_{P,0} - V_{P,FS}$) im Holz.

Die zur Berechnung des Porenvolumens notwendige **Zellwanddichte** untersuchten schon SACHS (1879) und HARTIG (1882), „um wichtige physikalische Eigenschaften des Holzes kennenzulernen, die bei der Wasserbewegung in der lebenden Pflanze beteiligt sind." Angewendet

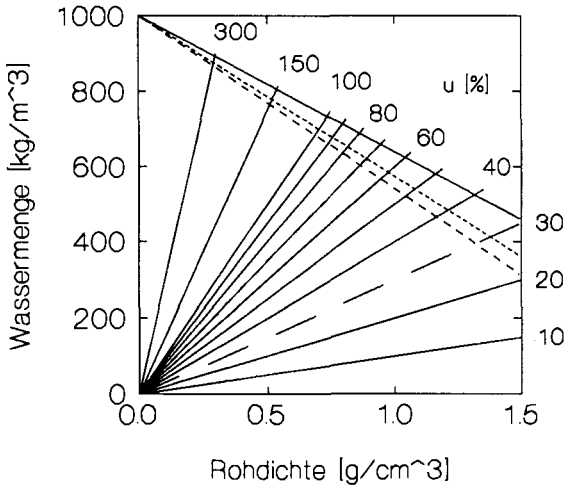


Abb. 5.8

Wassermenge je m^3 Holz in Abhängigkeit der Holzfeuchte und Rohdichte
(Erläuterungen zu den Linien maximaler Holzfeuchte im Text)

wurden die auch heute noch üblichen Verdrängungs- und Schwebeverfahren mit Flüssigkeiten (vgl. ASTM D 2638 – 91, ASTM D 4891 – 89, DIN 51913, ISO 3507, ISO 5017, ISO 5018, ISO 3507, ISO 5018). Da die Untersuchungen mit Helium eine deutlich geringere Zellwanddichte ergaben als mit Wasser, wurde von STAMM (1929) vermutet, dass der Unterschied auf eine höhere Dichte des an der Zellwand gebundenen Wassers zurückzuführen war. Ein vergleichbarer, von außen aufzubringender Druck wäre enorm (vgl. KOLLMANN, 1951, S. 413). Insgesamt ergaben die Untersuchungen verschiedener Autoren Werte für die Zellwanddichte zwischen 1.46 und 1.56 g/cm^3. Die Unterschiede zwischen verschiedenen Holzarten waren nur gering. Nimmt man für die Berechnung der max. Holzfeuchte eine Zellwanddichte von 1.46 g/cm^3 an, so liegt u_{max} um 4.4 %-Holzfeuchte unter dem Wert für $\gamma_{Zellw.}$ = 1.56 g/cm^3.

Üblicherweise wird heute in der Literatur die Berechnung der **maximalen Holzfeuchte** mit einer einheitlichen Wasserdichte von 1 g/cm^3 und einer mittleren Zellwanddichte von 1.51 g/cm^3 durchgeführt. Berechnet man die Wassermenge je m^3 Holz in Abhängigkeit der Rohdichte und Holzfeuchte, so ergibt sich Abb. 5.8. Die höchste Linie der maximalen Feuchte errechnet sich mit der Näherungsgleichung von KOLLMANN (Gl. 5.19) mit $\alpha_{V,max} = 0.28 \bullet r_0$ und $\gamma_{Zellw.}$ = 1.56 g/cm^3. Verwendet man die Ergebnisse der Korrelationsrechnung zwischen $\alpha_{V,max}$ und r_0 aus den Angaben von MÖRATH (Gl. 5.10) und setzt $\gamma_{Zellw.}$ = 1.51 g/cm^3 in Gleichung 5.18 ein, so ergeben sich Werte für u_{max}, die erwartungsgemäß unter denen von KOLLMANN liegen. Die niedrigsten Maximalfeuchten ergeben sich mit Gl. 5.22. Hierbei wird die Volumenquellung mit $\alpha_{V,max} = 0.19158 \bullet r_0$ entsprechend Gl. 5.13 berechnet. Die Zellwanddichte wurde wie in der Orginalarbeit (SIMPSON, SAGOE, 1991) mit $\gamma_{Zellw.}$ = 1.538 g/cm^3 angenommen.

SIMPSON, SAGOE (1991) verwenden die Formel der maximalen Holzfeuchte auch bei der Berechnung der „**Grünfeuchte**" von tropischen Hölzern. Die Auswertung der zusammenge-

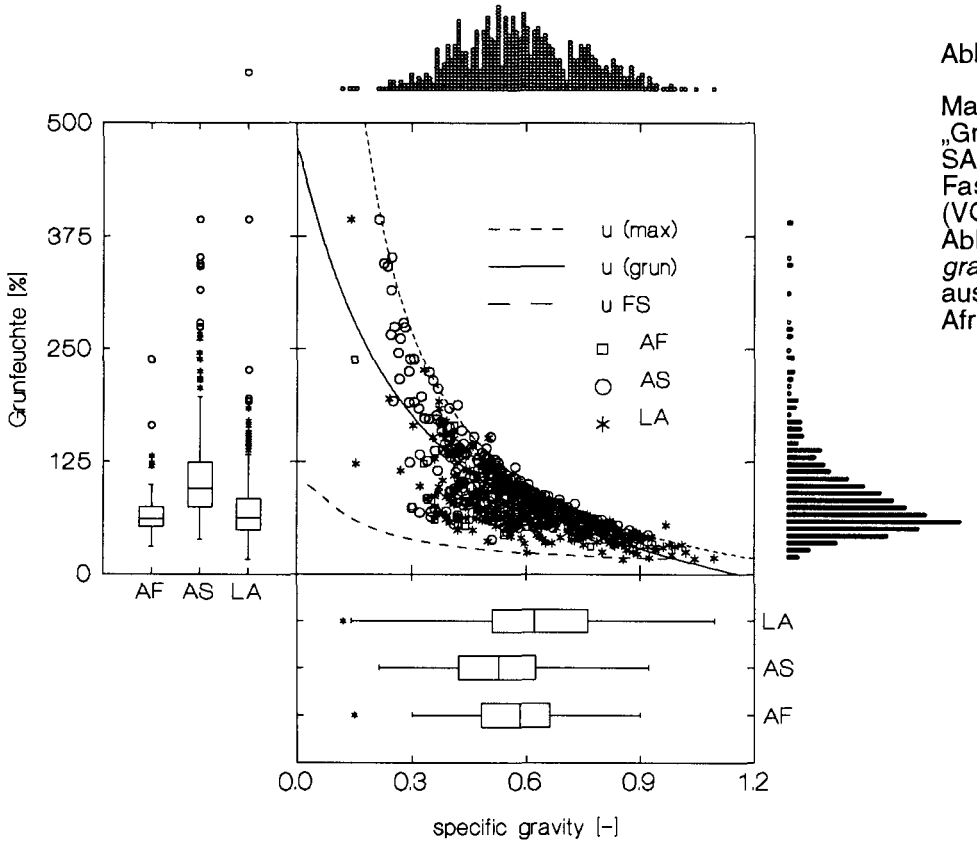


Abb. 5.9

Maximale Holzfeuchte, „Grünfeuchte" (SIMPSON, SAGOE, 1991) und Fasersättigungsfeuchte (VORREITER, 1963) in Abhängigkeit von *specific gravity* SG_b von Holzarten aus Lateinamerika (LA), Afrika (AF) und Asien (AS)

tragenen Einzelwerte von 711 tropischen Holzarten mit einem Ansatz von SAMAD, WALLIN (1966) führte zu den in Gl. 5.22 angegebenen Koeffizienten. Die mittlere Grünfeuchte wird als maximales Porenvolumen im feuchten Zustand minus eines Restvolumens, das nicht mit Wasser gefüllt ist, ausgedrückt. Die Holzfeuchte im frisch gefällten Zustand (Grünfeuchte) in Abhängigkeit von *specific gravity* zeigt Abb. 5.9. Zusätzlich wurde die Fasersättigungsfeuchte nach einem Vorschlag von VORREITER (1963) eingezeichnet (Gl. 5.9). Von 17 der 711 Holzarten wird die theoretisch maximale Holzfeuchtelinie geringfügig überschritten. Die Ursachen könnten Druckfehler oder Messungenauigkeiten, weniger die Abweichungen in der Zellwanddichte oder die vermutete höhere Dichte des adsorbierten Wassers sein. Im Durchschnitt beträgt die „Grünfeuchte" der Hölzer im frischen Zustand ca. 3/4 der Maximalfeuchte.

5.3 Differentielle Schwindung

Die differentielle Schwindung ist eine entscheidende Eingangsgröße für das Modell der Spannungsberechnung (Kap. 4.2). Schon KEYLWERTH (1944/45) benutzte den Zusammenhang zwischen Rohwichte, Holzaufbau, Holzfeuchte und Schwindung zur rechnerischen Erfassung der Schwindspannung und der Rissbildung. Aus ihr kann aber auch die Volumenschwindung abgeleitet werden, wenn ein linearer Zusammenhang zwischen Schwindung und Holzfeuchte bis Fasersättigung unterstellt wird. Die Volumenschwindung wird oft vereinfachend als Summe der maximalen Schwindung in radialer und tangentialer Richtung ausgedrückt (vgl. Anhang A 5). Ausführliche Angaben über die Längenänderung von Holzproben mit wachsender Holzfeuchte von KEYLWERTH (1964) zeigen, dass nur „im Bereich praktischer Holzfeuchtigkeiten" die Kurve der differentiellen Quellung konstant ist. Alle Holzarten weisen bei geringen Holzfeuchten bis ca. 4 % ein Anwachsen der differentiellen Quellung auf, die je nach Holzart ab 20 bis 25 % Holzfeuchte wieder abnehmen. Extrapoliert man die Kurven, so ergeben sich hieraus Fasersättigungsfeuchten der untersuchten Holzarten von 22 % bis 40 %.

Die Angaben von KEYLWERTH (1969) über die differentielle Quellung, die als Mittelwert der radialen und tangentialen Quellung aufgeführt sind, und der Rohdichte r_0 von 8 Nadelhölzern und 111 Laubhölzern (N = 119) ergeben den in Abb. 5.10-2 dargestellten Zusammenhang. Die Geraden durch den Nullpunkt beschreiben den a) nach KOLLMANN angenommenen ($d\alpha_{Vol.}/du = 0.84 \cdot r_0$) und b) aus diesen Werten errechneten Zusammenhang zwischen differentieller Volumenquellung entsprechend Gl. A 5.1.2 und Rohdichte ($d\alpha_{Vol.}/du = 0.779 \cdot r_0$). KEYLWERTH (1968) gab für die differentielle Quellung (Mittelwert aus tangentialer und radialer Richtung) $d\alpha_{(Øtan,rad)} = 0.4 \cdot r_0$ an. In den Versuchen wurden die Proben bei 20 °C zuerst bei 37 % rel. Luftfeuchte bis zur Gewichtskonstanz klimatisiert und die Ausgleichsfeuchte ermittelt. Anschließend erfolgte eine Befeuchtung bei 20 °C und 83 % rel. Luftfeuchte. Aus der Differenz der Holz-Ausgleichsfeuchte und der Längenzunahme wurden die differentiellen Quellungen berechnet und als Mittelwert der radialen und tangentialen Quellung angegeben, „da in der Praxis nur selten auf den Jahrringverlauf Rücksicht genommen werden kann". Durch diese Art der Auswertung war auch ein einfacher Probenzuschnitt möglich. Die Lage der Jahrringe zu den Probenkanten musste nicht besonders berücksichtigt werden.

Die von TRADA (1962) veröffentlichten Werte sind das Ergebnis umfangreicher Entfeuchtungsversuche an 19 Nadelhölzern und 135 Laubhölzern (Abb. 5.10-1). Die Proben wurden zuerst bei 25 °C und 90 % rel. Luftfeuchte klimatisiert und in einem zweiten Schritt bei einer rel. Luftfeuchte von 60 % entfeuchtet. Die relative Verkürzung der Probenlänge in tangentialer und radialer Richtung bezieht sich auf die Probenlängen bei 25/60. Damit ergeben sich trotz der Feuchteabgabe Quellungswerte, die sich entsprechend der Definition auf die Länge im trockenen Zustand beziehen. Die in Abb. 5.10-1 eingezeichneten Werte der differentiellen Volumenquellung errechnen sich nach Gl. A 5.1.2 bezogen auf die Differenz der Holz-Ausgleichsfeuchten in den beiden Klimastufen. Die Angaben zur Rohdichte der untersuchten Holzarten sind der Literatur entnommen (WAGENFÜHR, SCHEIBER, 1985; GOTTWALD, 1958). Wie schon in Abb. 5.10-2 ist der Ansatz nach KOLLMANN (Kurve a) eingezeichnet. Die Regressionsgleichung dieser Werte mit $d\alpha_{Vol.}/du = 0.734 \cdot r_0$ (Kurve b) zeigt im Vergleich zu KEYLWERTH (1969) einen etwas flacheren Verlauf. Berechnet man aus Gl. 5.13 die differentielle Quellung mit einer einheitlichen Fasersättigungsfeuchte von 30 %, so ergibt sich aus den Angaben von SG_b und $\beta_{v,max}$ von SIMPSON, SAGOE (1991, Abb. 5.4) für tropische Hölzer ein Durchschnittswert von $d\alpha_{Vol.}/du = 0.639 \cdot r_0$. Der Zusammenhang zwischen differentieller Volumenquellung und Rohdichte ist nur gering. Tendenziell führt eine höhere Rohdichte auch zu einer größeren differentiellen Volumenquellung. Diese Ergebnisse entsprechen damit den Auswertungen der Angaben

von MÖRATH (1932) in Anhang 5, wo ebenfalls kein eindeutiger Zusammenhang zwischen den Quellungswerten in den drei anatomischen Richtungen und der Rohdichte festgestellt werden konnte. Die großen Unterschiede im differentiellen Volumenquellmaß zwischen den Holzarten zeigen sich in allen Untersuchungen (TRADA N = 158: $d\alpha_{Vol.}/du = 0.213 .. 0.476 .. 0.757$; KEYLWERTH N =119: $d\alpha_{Vol.}/du = 0.222 .. 0.561 .. 0.808$; MOERATH N =145: $d\alpha_{Vol.}/du = 0.160 .. 0.480 .. 0.902$).

Ein Vergleich von radialer und tangentialer Schwindung der 151 Holzarten in der Veröffentlichung von TRADA (1962) zeigen den schon von KOLLMANN (1951, S. 418) auf statistischem Weg gefundene durchschnittliche Relation, die mit $\beta_{tan} = 1.65 \bullet \beta_{rad}$ angegeben wurde. Die Auswertungen von NEWLIN, WILSON (1919) an amerikanischen Hölzern ergaben $\beta_{tan} = 1.72 \bullet \beta_{rad}$. Die Werte für $d\alpha_{rad}/du$ und $d\alpha_{tan}/du$ sind in Abb. 5.10-3 dargestellt. Als Mittelwert aller Holzarten ergibt sich aus der Regressionsgeraden durch den Nullpunkt für die differentielle Quellung in radialer Richtung $d\alpha_{rad}/du = 0.573 \bullet d\alpha_{tan}/du$.

Tab. 5.1 Regressionsgleichungen zu Abb. 5.10

Abb. 5.10-1	Zusammenhang zwischen Rohdichte (Literaturwerte) und diff. Volumenquellung (Gl. A 5.1.2)			
	$\frac{d\alpha_{Vol.}}{du} = 0.745\ r_0$	; N = 125 ; B = 0.954	NH: $\frac{d\alpha_{Vol.}}{du} = 0.497\ r_0 + 0.173$	; N = 19 ; B = 0.228
			LH: $\frac{d\alpha_{Vol.}}{du} = 0.420\ r_0 + 0.214$	; N = 106 ; B = 0.400
				TRADA (1962)
Abb. 5.10-2	Zusammenhang zwischen Rohdichte und differentieller Volumenquellung (Gl. A 5.1.2)			
	$\frac{d\alpha_{Vol.}}{du} = 0.779\ r_0$	; N = 119 ; B = 0.974	NH: $\frac{d\alpha_{Vol.}}{du} = 0.241\ r_0 + 0.399$	; N = 8 ; B = 0.038
			LH: $\frac{d\alpha_{Vol.}}{du} = 0.569\ r_0 + 0.152$	; N = 111 ; B = 0.546
				Keylwerth (1969)
Abb. 5.10-3	Zusammenhang zwischen differentieller Quellung radial und tangential			
	$\frac{d\alpha_{rad.}}{du} = 0.573 \frac{d\alpha_{tan.}}{du}$	; N = 151 ; B = 0.955	NH: $\frac{d\alpha_{rad.}}{du} = 0.588 \frac{d\alpha_{tan.}}{du} - 0.015$	; N = 19 ; B = 0.479
			LH: $\frac{d\alpha_{rad.}}{du} = 0.423 \frac{d\alpha_{tan.}}{du} - 0.050$	; N = 132 ; B = 0.387
				TRADA (1962)
Abb. 5.10-4	Zusammenhang zwischen maximaler Schwindung radial und tangential			
	$\beta_{rad.} = 0.551\ \beta_{tan.}$	; N = 397 ; B = 0.959	AF: $\beta_{rad.} = 0.501\ \beta_{tan.} + 0.473$	; N = 41 ; B = 0.699
			AS: $\beta_{rad.} = 0.259\ \beta_{tan.} + 1.610$	; N = 13 ; B = 0.365
			LA: $\beta_{rad.} = 0.454\ \beta_{tan.} + 0.840$	; N = 343 ; B = 0.429
				Simpson, Sagoe (1991)
Abb. 5.10-5	Zusammenhang zwischen gemessener und aus dβ/du berechneter Volumenschwindung (u_{FS} = 30 %)			
	□ 1) $\beta_{Vol.,ber} = 0.566\ \beta_{Vol.,gem.} + 6.574$	; N = 19 ; B = 0.604	☆ 2) $\beta_{Vol.,ber} = 0.656\ \beta_{Vol.,gem.} + 3.187$	; N = 19 ; B = 0.630
				TRADA (1962) & Simpson, Sagoe (1991)
Abb. 5.10-6	Zusammenhang zwischen gemessener und nach Gl. A 5.1.2 berechneter Volumenschwindung			
	$\beta_{Vol.,ber} = 0.968\ \beta_{Vol.,gem.} + 0.842$	; N = 318 ; B = 0.865		
				Simpson, Sagoe (1991)

mit N Probenanzahl; B Bestimmtheitsmaß; AF Afrika; AS Asien; LA Latein-Amerika; r_0 Rohdichte [g/cm³]

1) Berechnet mit $u_{FS} = 30$ %

2) Berechnet mit u_{FS} bei $\varphi = 100$ % nach Hart (1981, Gl. 5.45) und Sorptionsdaten von TRADA (1962)

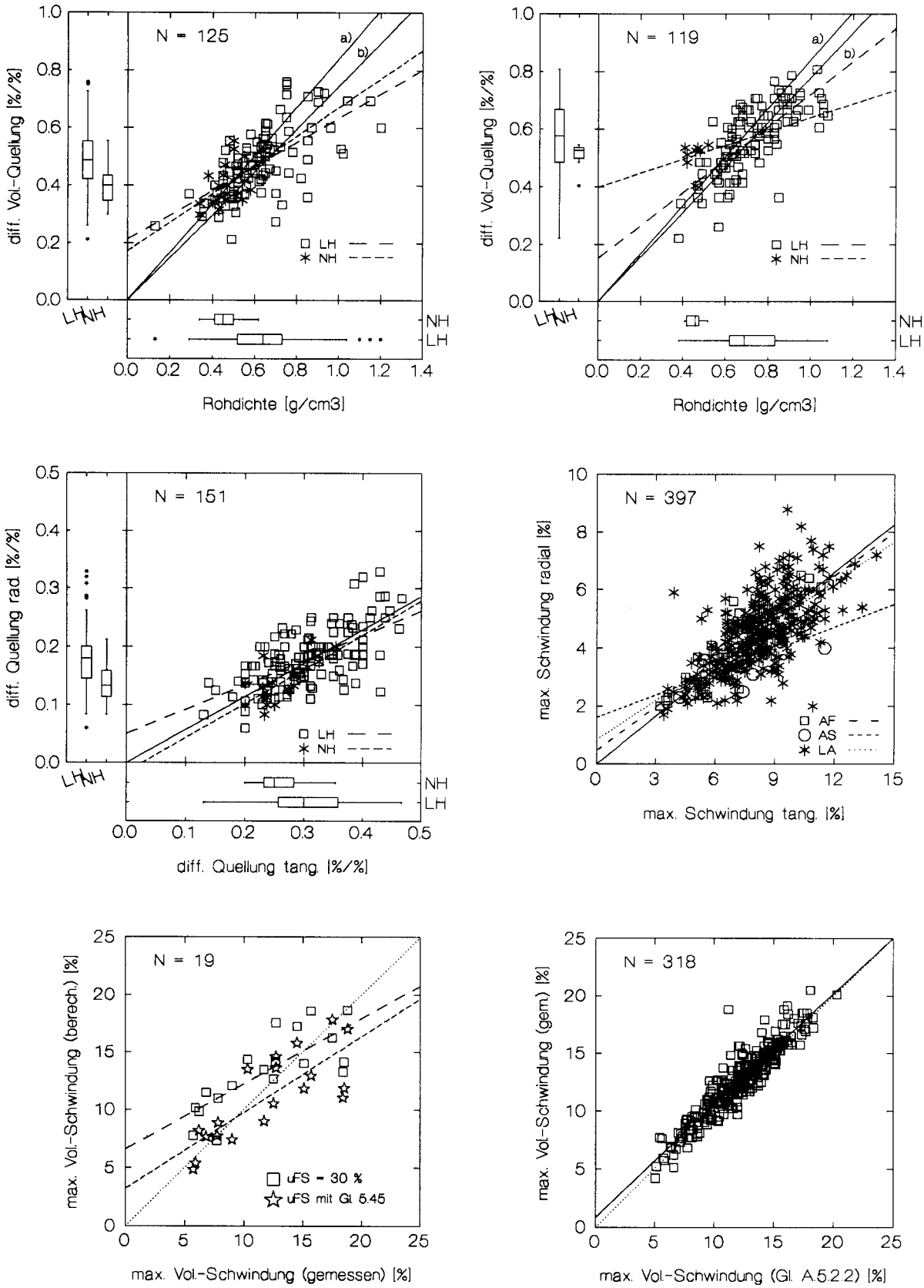


Abb. 5.10 Zusammenhang zwischen differentieller Volumenquellung und Rohdichte, unterschiedliche Schwindung in radialer und tangentialer Richtung, Vergleich errechneter und gemessener Volumenschwindung.
(Erläuterungen im Text und Tabelle 5.1)

Die differentielle radiale Quellung ist damit nur ca. halb so groß wie die tangentiale. Die Unterschiede zwischen Laub- und Nadelholz sind nur gering. Analysiert man die von SIMPSON, SAGOE (1991) zusammengetragenen Werte im Hinblick auf die Schwindungsanisotrophie, so ist für alle 397 tropischen Holzarten das mittlere maximale Schwindmaß in radialer Richtung $\beta_{rad} = 0.551 \bullet \beta_{tan}$ ($\Leftrightarrow \beta_{tan} = 1.81\ \beta_{rad}$). Zusätzlich sind die Regressionsgeraden (Tab. 5.1) getrennt für die asiatischen (AS), afrikanischen (AF) und lateinamerikanischen Holzarten (LA) in Abb. 5.10-4 eingezeichnet. Für die asiatischen Holzarten ist die Probenanzahl zu gering, um die Abweichungen der Regressionsgeraden für nicht zufällig zu halten. Der Unterschied zwischen den 41 afrikanischen und 343 lateinamerikanischen Hölzern untereinander und im Vergleich zum Gesamtkollektiv aller tropischen Holzarten ist demgegenüber nur gering.

Um zu überprüfen, ob die maximale Volumenschwindung $\beta_{V,max}$ auch aus der differentiellen Schwindung tangential und radial berechnet werden kann, wurde die Schnittmenge zwischen den Tabellen von TRADA und SIMPSON, SAGOE gebildet. Leider sind nur 19 Holzarten in beiden Veröffentlichungen gleichzeitig aufgeführt. Die max. Volumenschwindung $\beta_{V,max}$ (TRADA) wurde mit Gl. A. 5.2.2 aus den Angaben der radialen und tangentialen Schwindung berechnet. Hierzu wurde aus den beobachteten Längenänderungen und der Abnahme der Holzfeuchte die differentielle Volumenquellung ermittelt. Multipliziert mit einer Fasersättigungsfeuchte von 30 % ergab sich die max. Volumenquellung $\alpha_{V,max}$, die anschließend nach Gl. 5.8 in $\beta_{V,max}$ umgerechnet wurde. Der Vergleich mit den gemessenen Volumenschwindungen zeigt, dass die berechneten Werte besonders bei Holzarten mit geringer Volumenschwindung höher ausfallen als die gemessenen. Die Regressionsgerade weicht deutlich von der Winkelhalbierenden ab. Insgesamt ist der Zusammenhang recht gering. Berücksichtigt man die unterschiedlichen Sorptionseigenschaften, indem die Fasersättigungsfeuchte mit einem Ansatz von HART (1981, Gl. 5.45) für φ = 100 % berechnet wird, verbessert sich die Übereinstimmung zwischen berechneten und gemessenen Volumenschwindungen nur geringfügig. Obwohl nur 19 Holzarten ausgewertet werden konnten, zeigt sich, dass die Berechnung der maximalen Volumenschwindung aus Experimenten zum differentiellen Schwindmaß mit großen Unsicherheiten behaftet ist. Es bestätigt sich die Erfahrung von KEYLWERTH (1968), der „Angaben über die maximale Quellung (Schwindung) vom Darrzustand bis Fasersättigung oder bis zur beendeten Wasserlagerung für nicht geeignet hält, um Aussagen zur Dimensionsstabilität im Bereich der in der Praxis vorkommenden Holzfeuchteänderungen zu machen."

Berechnet man die maximale Volumenschwindung tropischer Hölzer nach Gl. 5.2.2 aus β_{rad} und β_{tan} und stellt diese Werte den gemessenen $\beta_{V,max}$-Werten gegenüber, so ergibt sich Abb. 5.10-6. Hierbei bleiben die Werte von CHICHIGNOUD et al. (1990) unberücksichtigt, da diese Angaben zur Volumenschwindung von SIMPSON, SAGOE (1991) als Summe der tangentialen und radialen Schwindung gebildet wurden. Die Übereinstimmung zwischen diesen Werten ist erwartungsgemäß sehr gut, wie auch das Bestimmtheitsmaß von 0.865 zeigt. Die berechnete Regressionsgerade weicht nur wenig von der Winkelhalbierenden ab. Die Abweichungen zwischen Messwert und berechnetem Wert sind vermutlich durch die Variation innerhalb einer Holzart zu erklären, da üblicherweise die Ermittlung der Schwindung quer und längs zur Faser an unterschiedlichen Proben vorgenommen wird.

Dieser Abschnitt zeigt, dass Schwind- und Quellmaße nur mit geringer statistischer Sicherheit aus Angaben zur Rohdichte abgeleitet werden können. Bei der Berechnung der Trocknungsspannungen sollte daher in jedem Fall auf zahlreiche Literatur- oder eigene Messwerte zur differentiellen Schwindung zurückgegriffen werden. Problematisch bleibt die Vorhersage der differentiellen Schwindung aus Angaben der maximalen Volumenschwindung. Aufgrund der Linearisierung der Schwindungskurve in Abhängigkeit von der Holzfeuchte sollte in jedem Fall die tatsächliche

Fasersättigungsfeuchte bei der Berechnung berücksichtigt werden, die sich z.B. aus den Sorptionseigenschaften (vgl. Kap. 5.4) ableiten lässt. In diesem Zusammenhang ist auf die Veröffentlichung von LAMING, RIJSDIJK, VEWIJS (1978) hinzuweisen. In umfangreichen Untersuchungen wurden für viele Holzarten die Sorptionskurven bei 20 °C sowie die dabei auftretende Längenänderung in radialer und tangentialer Richtung ermittelt. Sie sind grafisch dargestellt. Für eine statistische Auswertung fehlen leider die Einzelwerte der Messungen in Tabellenform oder eine formale Beschreibung der Kurven durch mathematische Funktionen. Die neuere Ausgabe von RIJSDIJK, LAMING (1994) beinhaltet ebenfalls die Angaben zur Holz-Ausgleichsfeuchte bei verschiedenen rel. Luftfeuchten, Angaben zur Hysterese und dem Fasersättigungspunkt, dem Quellungs- und Schwindungsverlauf bei Feuchtewechsel und der Schwindungsanisotropie. Auf die Aufzählung zahlreicher mechanischen Eigenschaften (E-Modul, Biege-, Druck-, Zug-, Scher-, Spaltfestigkeit, Härte) der 122 Laub- und 23 Nadelhölzer wird in dieser Auflage verzichtet.

5.4 Holz-Ausgleichsfeuchte, Fasersättigung, Hysterese

Für die Berechnung des Feuchtetransportes im Holz und für den Stoffübergang an der Brettoberfläche wird ein analytischer Ausdruck für die Sorption benötigt. Er beschreibt den Zusammenhang zwischen Luftzustand (Temperatur und rel. Luftfeuchte) und der sich einstellenden Holz-Ausgleichsfeuchte. Zum einen wird hiermit der abs. Wassergehalt der Luft an der Phasengrenze aus der Holzfeuchte und Holztemperatur an der Brettoberfläche ermittelt. Aus dem Gefälle des abs. Wassergehaltes in der Grenzschicht und dem Verdunstungskoeffizienten σ ergibt sich der durch die Brettoberfläche abgegebene Feuchtestrom m_D. Entsprechend der Randbedingung Gl. 4.5 ist er gleich der Feuchtemenge pro Zeiteinheit, die durch die Brettoberfläche aufgrund des Feuchtegefälles zwischen Schicht 1 und Schicht 0 und des Diffusionskoeffizienten an der Phasengrenze aus dem Brett austritt. Andererseits wird die Sorptionsisotherme dazu verwendet, das im Holz angenommene Dampfteildruckgefälle in ein entsprechendes Feuchtegefälle umzurechnen. Ziel ist es, die gesamte Feuchtebewegung, die entsprechend allgemeiner Annahmen sowohl als Dampf in den Holzporen und/oder kapillar in der Zellwand erfolgt, einheitlich mit einem Feuchtegefälle zu beschreiben. Diese Umrechnung ist u.a. bei der Berechnung des Diffusionskoeffizienten nach SIAU (1971, S. 82; 1984, S. 151) bzw. VOIGT, KRISCHER, SCHAUSS (1940) angewandt und wird in Kap. 5.7 ausführlich beschrieben.

Da Holz entsprechend seiner Umgebungsbedingungen eine Ausgleichsfeuchte anstrebt, ist das Holz vor der Bearbeitung auf einen der Verwendung angepassten Wert zu trocknen. Dabei sind die Lufttemperatur und rel. Luftfeuchte so zu wählen, dass die Ausgleichsfeuchte an der Brettoberfläche und in den tieferen Brettschichten nicht zu steile Feuchtegradienten bilden, um Trocknungsschäden zu vermeiden. Aus diesem Grund waren Untersuchungen zur Holztrocknung schon immer mit der Frage der Sorptionseigenschaft von Holz verknüpft. Üblicherweise wurde das Sorptionsverhalten durch **Diagramme** beschrieben, die den Zusammenhang zwischen Ausgleichsfeuchte und Luftzustand darstellen. Der Luftzustand ergibt sich aus der Trockentemperatur TT und dem absoluten Wassergehalt Y der Luft, der durch die relative Luftfeuchte φ, die Feuchttemperatur TF oder den Wasserdampfteildruck p_{DT} beschrieben werden kann (vgl. Kap. 6). In Tabelle 5.2 sind die Abbildungen zur Holz-Ausgleichsfeuchte, die in den Trocknungshandbüchern dargestellt sind, als Übersicht zusammengefasst.

THELEN (1923) gibt die Holz-Ausgleichsfeuchte in Abhängigkeit der rel. Luftfeuchte für 3 Temperaturen an, wobei die mittlere Linie bei 61 °C (=141 °F) interpoliert wurde. Die gleiche Abbildung findet sich auch bei WARLIMONT (1929), MATHEWSON (1930) und SIMPSON (1991). Entsprechend der Bildunterschrift handelt es sich „um aktuelle Daten zur Ausgleichsfeuchte" von Holz. Angaben zu Herkunft, Umfang oder Holzart fehlen.

Die Abbildungen in KOLLMANN (1932b, 1941), UTERHACK (1952), KÜHNAST (1954) RASMUSSEN (1961) zeigen schon 6 Sorptionsisothermen im Bereich von 15°C bis 100 °C mit dem für Holz typischen s-förmigen Verlauf. Nach KOLLMANN beschreiben die Kurven „das hygroskopische Gleichgewicht von Holz".

Eine andere Form der Darstellung ist in HAWLEY (1931), KOLLMANN (1932a), HENDERSEN (1951) zu finden, die die Holz-Ausgleichsfeuchte in Abhängigkeit des Dampfteildruckgefälles beschreibt. Neben Linien konstanter Temperatur sind gleichzeitig Linien konstanter rel. Luftfeuchte eingezeichnet. Entsprechend den Angaben von HAWLEY (1931) handelt es sich um Werte von *Sitka spruce*, die von LOUGHBOROUGH (o.A.) ermittelt wurden. Nähere Angaben fehlen. HAWLEY (1931) vertritt die Auffassung, dass, obwohl andere Holzarten abweichende Sorptionsisothermen aufweisen können, der hier dargestellte Kurvenverlauf prinzipiell für alle

Tab. 5.2 Systematische Einteilung von Diagrammen zur Holz-Ausgleichsfeuchte aus verschiedenen Veröffentlichungen

x-Achse	y-Achse	Linien konst. Werte für	Autor	Bemerkung
φ : 0 .. 100 %	u_{gl} : 0 .. 35 %	TT	Thelen (1923, S. 15) Warlimont (1929, S. 29) Mathewson (1930, S. 7) Simpson (1991, S. 8)	TT-Linien für 70, 212 °F, 141 °F interpoliert (21, 61 und 100 °C)
φ : 0 .. 100 %	u_{gl} : 0 .. 35 %	TT	Kollmann (1932b, S.12;1941, S. 13) Rasmussen (1961, S. 10)	TT-Linien für 15, 20, 40, 60, 80, 100 °C
0 .. 100 %	0 .. 30 %	TT	Tiemann (1951, S. 143) Uterhack (1952, S. 85) Kühnast (1954, S. 31)	TT Linien für 32, 80, 120, 160, 200, 212, 220 °F nach Loughborough, Dunlap, McKenzie, Menzel, Pidgeon, Bateson, Zeller, Pratt
5 .. 100 %	0 .. 30 %	TT	Priest (1954, S. 22)	TT Linien für 0, 10, 20, 40, 60, 80, 100 °C
φ : 0 .. 100 %	u_{gl} : 0 .. 35 %	TT	Ludwig (1933, S. 129-131) Egner (1934, S. 5)	TT-Linien für 20, 47, 57 und 90 °C: Messwerte für Eiche, Buche, Erle, Kiefer Kiefer nach Ludwig (1933) Spruce nach Dunlap, mitgeteilt vom Forest Prod. Lab. Madison
0 .. 100 %	0 .. 40 %	TT	Stillwell (1926, S. 11)	Oak, Ash, Elm bei 30 °C five several species nach Dunlap bei 70 °F
p_{DT} : 0 .. 32 inch Hg	u_{gl} : 0 .. 34 %	TT, φ	Hawley (1931, S. 8) Hendersen (1951, S. 208) Simpson, Loughborough (1935)	Werte nach Loughborough Werte für Sitka spruce Proben von 3 mm Dicke und einem Darrgewicht von ca. 100 bis 125 g
0 .. 800 mm Hg	0 .. 34 %		Kollmann (1932a S. 37; 1935) Keylwerth (1944/45)	nach U.S. Forest Prod. Lab. umgerechnet Angaben über 90 % rel. Luftfeuchte extrapoliert
TT : 60 .. 212 °F 10 .. 90 °C	u_{gl} : 0 .. 32 % 0 .. 28 %	φ	MacLean (1944) Ludwig (1933)	Messwerte für Eiche, Buche, Erle, Kiefer
TT : 0 .. 100 °C	u_{gl} : 0 .. 22 %	φ, psyDiff	Rietz; Page (1971, S. 19)	
φ : 100 .. 0 %	TT : 0 .. 50 °C	u_{gl}	Keylwerth (1949)	Nach Werten der U.S. Forest Products Laboratory
100 .. 0%	0 .. 130 °C	TF, u_{gl}	Keylwerth, Noack (1964) Hildebrand (o.A.) Janik (1954, S. 14)	
TT : 30 .. 120 °C	φ : 20 .. 100 %		Herma (o.A., S. 55)	Trocknungsplan eingezeichnet
0 .. 50 °C	100 .. 0 %	u_{gl}	Fessel (1949, S. 26)	
10 .. 100 °C	0 .. 90 %		Stevens, Pratt (1952, S. 50)	
20 .. 150	0 .. 100 %		Kühnast (1954, S. 77)	
0 .. 90 °C	0 .. 100 %		Priest (1954, S. 24)	
90 .. 160 °C	0 .. 100 %		Vorreiter (1958, S. 310)	
10 .. 100 °C	10 .. 90 %		TRADA (1962, 1985)	
10 ..150 °C	0 .. 100 %		Herma (o.A., S. 74)	nach Egner
0 .. 90 °C	0 .. 100 %	u_{gl}, p_{DT}	Wood Handbook (1955, S. 327)	
0 .. 120 °C	0 .. 100 %	u_{gl}, Y	Rietz, Page (1971)	
TT : 0 .. 130 °C	TF : – 10 .. 100 °C	u_{gl}	Keylwerth (1951, 1964)	
10 .. 90 °C	10 .. 90 °C		Kühnast (1954, S. 75)	
45 .. 90 °C	45 .. 80 °C		Vorreiter (1958, S. 219)	nach For. Prod. Lab., Madison, Wisc.
30 .. 130 °F	30 .. 110 °F		Rietz, Page (1971, S. 18)	
80 .. 200 °F	50 .. 200 °F		Simpson (1991, S. 41)	
TT : 0 .. 120 °C	psyDiff.: 1 .. 30 °C	φ, u_{gl}	Vorreiter (1958, S. 191)	

Holzarten gilt. KOLLMANN (1932a, S. 36) erwähnt die Arbeiten von MÖRATH (o.A.), nach denen bei verschiedenen Hölzern ein abweichendes Sorptionsverhalten bestimmt wurde. „Diese Unterschiede sind jedoch nur gering, so dass in der Trocknungstechnik nach wie vor mit einem allgemeinen φ-u_{gl} Bild gearbeitet werden kann". HENDERSEN (1951) vertritt ebenfalls die Meinung, dass für alle kommerziell genutzten Hölzer die Darstellung zwischen Luftzustand und Holz-Ausgleichsfeuchte von *Sitka spruce* anwendbar ist.

Die Untersuchungen von LUDWIG (1933) an *Quercus sessiliflora, Fagus sylvatica, Alnus glutinose* und *Pinus sylvestris* bestätigen diese Annahme. Die Unterschiede zwischen den Holzarten bei fünf rel. Luftfeuchten und vier Temperaturen (20, 47, 57 und 90 °C) sind nur gering.

Nähere Angaben zu den Sorptionsuntersuchungen von LOUGHBOROUGH finden sich in einem Beitrag von STAMM, LOUGHBOROUGH (1935) über die Thermodynamik der Quellung von Holz. Auch hier ist die von HAWLEY (1931) veröffentlichte Grafik mit dem Titel „The moisture content of *Sitka spruce* at equilibrium with varius temperatures, partial vapor pressures, and relative humidities under oscillation vapor pressure conditions" wiedergegeben. Nach den Erläuterungen im Text wurden die Versuche an *Sitka spruce* in vier speziellen Trockenkammern mit 0.45 m^3 Rauminhalt bei Luftgeschwindigkeiten von 0.5 m/s durchgeführt. Die Regelabweichungen von Trocken- und Feuchttemperatur von 0.14 °C bzw. 0.28 °C führten zu schwankenden Klimabedingungen, die je nach Temperatur zu einer Abweichung der rel. Luftfeuchte von 1.5 % bis 3 % und bei niedrigen Temperaturen sogar von 4 % bis 8 % führten. Aufgrund dieser Regelabweichungen wurden die Ergebnisse als Mittelwert zwischen Adsorptions- und Desorptionslinie interpretiert. Je Klima wurden 25 bis 40 Proben mit einer Dicke von 3 mm und einem Trockengewicht von 100 bis 125 g untersucht. Leider fehlen Angaben zum Versuchsumfang. Ob alle 15 Temperaturstufen mit jeweils 9 relativen Luftfeuchten (135 Klimabedingungen) und insgesamt ca. 3450 Einzelproben gemessen wurden, bleibt unklar. Lediglich die Werte über 90 °F und 90 % rel. Luftfeuchte waren extrapoliert und als gestrichelte Linien eingezeichnet. In der Veröffentlichung über den Wärmeverbrauch bei der künstlichen Holztrocknung gab KOLLMANN (1935 b) diese Grafik als „Tafel des Feuchte-Gleichgewichtes (Nach U.S. Forest Products Laboratory umgerechnet; die gestrichelten Linien sind interpoliert)" an, in der der Dampfteildruck (x-Achse) in mm Hg umgerechnet wurde. In der 2. Auflage „Künstliche Holztrocknung und Lagerung" von KOLLMANN (1941) war wiederum das „Hygroskopische Gleichgewicht von Holz" durch die 6 Sorptionsisothermen, wie in KOLLMANN (1932b), mit φ als x-Achse und u_{gl} als y-Achse dargestellt.

In den folgenden Jahren wurden verschiedene Diagramme zur Holz-Ausgleichsfeuchte entwickelt. Um eine größere Spreizung und damit eine bessere Ablesegenauigkeit zu erreichen, bot es sich an, Linien konstanter Ausgleichsfeuchte in eine Grafik mit den Achsen Temperatur und rel. Luftfeuchte einzuzeichnen. Eine entsprechende Grafik veröffentlichte u.a. KEYLWERTH (1949), bei der als x-Achse die rel. Luftfeuchte ausgehend von 100 % auf 0 % abnehmend verläuft. Als y-Achse wird die Temperatur im Bereich zwischen 0° C und 50 °C gewählt. Nach seinen Angaben gehen „sämtliche in Deutschland veröffentlichten Gleichgewichtskurven (Holzfeuchtigkeit, Luftfeuchte und Temperatur) auf Messungen von LOUGHBOROUGH (1931) an Fichtenholz zurück. Das hier gezeigte Bild ist nach dem Orginaltext neu ausgeglichen und interpoliert worden und gilt im Mittel bekanntlich für alle heimischen Holzarten". In der Neufassung des Betriebsblattes zur Schnittholztrocknung (KEYLWERTH, NOACK 1964) ist diese Grafik bis zu einer Temperatur von 130 °C erweitert und um Linien konstanter Feuchttemperatur ergänzt worden. Dieses Diagramm ermöglicht es, aus den in der Holztrocknung üblichen Werten zu Trocken- und Feuchttemperatur die Holz-Ausgleichsfeuchte abzulesen. Diese Grafik wird heute allgemein als „KEYLWERTH-Diagramm" bezeichnet und fand damals durch die Anwen

Tab. 5.3 a) Tabellen zur Holz-Ausgleichsfeuchte in der Literatur

b) Vergleich zwischen Tabellenwerten und berechneten u_{gl}-Werten

(Madison - 1955)	*(Ottawa - 1961)*	*(Wycombe - 1962)*	*(Hamburg - 1964)*	*(Madison - 1974)*
TT 30 °F ↔ 210 °F (−1.11 °C ↔ 98.89 °C) 29 Stufen: 30 .. 130 in 5 °F Schritten 140 .. 210 in 10 °F Schritten	TT 30 °F ↔ 110 °F (−1.11 °C ↔ 43.33 °C) 17 Stufen: 30 .. 110 in 5 °F Schritten	TT 35 °C ↔ 90 °C 23 Stufen: 35 .. 90 in 2.5 °C Schritten 95 °F ↔ 195 °F 21 Stufen: 95 .. 195 in 5 °F Schritten	TT 0 °C ↔ 120 °C 22 Stufen: 0 .. 30 in 10 °C Schritten 35 .. 120 in 5 °C Schritten	TT 30 °F ↔ 210 °F (−1.11 °C ↔ 98.89 °C) 19 Stufen: 30 .. 210 in 10 °F Schritten
TT − TF 2 °F ↔ 50 °F (1.11 °C ↔ 27.78 °C) 36 Stufen: 2 .. 30 in 1 °F Schritten 32 .. 40 in 2 °F Schritten 45 °F und 50 °F	TT − TF 2 °F ↔ 30 °F (1.11 °C ↔ 16.67 °C) 24 Stufen: 2 .. 20 in 1 °F Schritten 22 .. 30 in 2 °F Schritten	TF 23.2 °C ↔ 87.6 °C 73 °F ↔ 191 °F für jede TT-Stufe 9 TF-Werte	TT − TF 2 °C ↔ 30 °C 22 Stufen: 2 .. 16 in 1 °C Schritten 18 .. 30 in 2 °C Schritten	φ 5 % ↔ 98 % 20 Stufen: 5 .. 98 in 5 % Schritten und 98 %
u_{gl} 0.2 % ↔ 21.4 % **N = 826** φ 1 % ↔ 98 %	u_{gl} 1.1 % ↔ 23.6 % **N = 322** φ 5 % ↔ 93 %	u_{gl} 7 % ↔ 15 % **N = 207** TT,TF in °C **N = 189** TT,TF in °F	u_{gl} 1.1 % ↔ 18.2 % **N = 376**	u_{gl} 0.5 % ↔ 26.9 % **N = 380**

Berechnet mit p_{DS} nach Gl. 6.2; p_{DT} nach Gl. 6.8

	Abweichung	*(Madison - 1955)*	*(Ottawa - 1961)*	*(Wycombe - 1962)*	*(Hamburg - 1964)*	*(Madison - 1974)*
		TT 35 °F ↔ 210 °F TT − TF 2 °F ↔ 50 °F φ 4 % ↔ 96 % u_{gl} 1.1 % ↔ 21.4 % **N = 791**	TT 35 °F ↔ 110 °F TT − TF 2 °F ↔ 30 °F φ 5 % ↔ 93 % u_{gl} 1.1 % ↔ 23.6 % **N = 299**	[°F] / [°C] TT 95 ↔ 195 / 35 ↔ 95 TF 73 ↔ 191 / 23.2 ↔ 87.6 u_{gl} 7 % ↔ 15 % **N = 189** / **N = 207**	TT 10 °C ↔ 100 °C TT − TF 2 °C ↔ 30 °C u_{gl} 1.1 % ↔ 18.2 % **N = 329**	TT 40 °F ↔ 210 °F φ 5 % ↔ 98 % u_{gl} 1.1 % ↔ 26.9 % **N = 350**
u_{gl} nach Hailwood,Horrobin (n=1) Gl. 5.29 mit Koeff. Simpson (1971)	abs.	TT, TT − TF: 0.12 — −0.56 ↔ **0.71** (85 / 30) (210 / 2)	TT, TT − TF: 0.55 — −0.59 ↔ **3.01** (110 / 28) (45 / 2)	TT,TF in [°C]: 0.69 — 0.00 ↔ **1.12** (90 / 87.6) (55 / 47.0)	TT, TT − TF: 0.12 — **−0.67** ↔ 0.47 (85 / 2) (10 / 9)	
	proz.	TT, TT − TF: 1.89 — **−38.46** ↔ 4.03 (80 / 29) (210 / 2)	TT, TT − TF: 5.48 — −37.68 ↔ **39.99** (110 / 28) (45 / 2)	TT,TF in [°C]: 6.51 — −0.03 ↔ **10.20** (90 / 87.6) (55 / 47.0)	TT, TT − TF: 1.90 — −14.69 ↔ **27.46** (30 / 18) (10 / 9)	
u_{gl} nach Hailwood,Horrobin (n=1) Gl. 5.29 mit Koeff. Simpson (1971)	abs.	TT, φ: 0.13 — −0.73 ↔ **0.89** (85 / 9) (115 / 93)	TT, φ: 0.56 — −0.57 ↔ **2.81** (110 / 27) (35 / 81)	TT,TF in [°F]: 1.02 — −0.88 ↔ **2.56** (195 / 191) (100 / 92)		TT, φ: 0.27 — −0.39 ↔ **2.31** (200 / 10) (40 / 98)
	proz.	TT, φ: 2.02 — **−42.97** ↔ 4.16 (85 / 9) (115 / 93)	TT, φ: 5.51 — **−37.20** ↔ 36.79 (50 / 5) (55 / 5)	TT,TF in [°F]: 8.69 — −5.90 ↔ **17.05** (195 / 191) (100 / 92)		TT, φ: 3.86 — **−35.17** ↔ 8.58 (200 / 10) (40 / 98)
u_{gl} nach Drewes (1983) Gl. 5.36 mit Koeff. Fortuin	abs.	TT, TT − TF: 0.46 — **−2.63** ↔ 1.05 (150 / 2) (55 / 4)	TT, TT − TF: 0.76 — −1.11 ↔ **3.42** (110 / 24) (35 / 2)	TT,TF in [°C]: 0.91 — −0.44 ↔ **1.90** (90 / 87.6) (35 / 31.1)	TT, TT − TF: 0.40 — **−1.68** ↔ 1.34 (75 / 2) (10 / 2)	abs. $u_{gl,Tab.} - u_{gl,ber.}$
	proz.	TT, TT − TF: 5.85 — −13.04 ↔ **24.24** (150 / 2) (120 / 45)	TT, TT − TF: 8.79 — −23.16 ↔ **45.97** (50 / 16) (55 / 18)	TT,TF in [°C]: 7.76 — −3.43 ↔ **13.46** (50 / 36.3) (37.5 / 32.8)	TT, TT − TF: 5.91 — −10.56 ↔ **28.17** (80 / 2) (10 / 9)	proz. $\frac{u_{gl,Tab.} - u_{gl,ber.}}{u_{gl,Tab.}} \cdot 100$
u_{gl} nach Drewes (1983) Gl. 5.36 mit Koeff. Fortuin	abs.	TT, φ: 0.47 — **−3.12** ↔ 1.07 (140 / 95) (55 / 76)	TT, φ: 0.79 — −0.98 ↔ **3.58** (110 / 37) (35 / 81)	TT,TF in [°F]: 0.83 — −0.30 ↔ **1.69** (195 / 191) (100 / 92)	Ø von ↔ bis (TT/TT-TF, TF, φ)	TT, φ: 0.76 — **−5.93** ↔ 1.15 (80 / 98) (210 / 80)
	proz.	TT, φ: 5.89 — −15.05 ↔ **28.20** (140 / 95) (120 / 10)	TT, φ: 8.81 — −22.92 ↔ **44.41** (50 / 5) (55 / 5)	TT,TF in [°F]: 7.70 — −1.97 ↔ **14.32** (195 / 191) (105 / 83)		TT, φ: 7.34 — **−22.56** ↔ 21.72 (80 / 98) (150 / 10)

dung bei den Herstellern von Trockenanlagen eine weite Verbreitung in der Praxis. HERMA (o.A., S. 55) benutzt das KEYLWERTH-Diagramm zur Darstellung von Trocknungsplänen, indem er die Klimabedingungen für die entsprechenden Holzfeuchtestufen durch Linien verbindet. In den folgenden Veröffentlichungen werden prinzipiell vergleichbare Diagramme mit veränderten Wertebereichen oder vertauschten Achsen wiedergegeben, wobei in den Bildtiteln grundsätzlich von der Ausgleichsfeuchte von Holz allgemein die Rede ist. Nur bei JANIK (1954) wird darauf hingewiesen, dass die Abbildung das „Hygroskopische Gleichgewicht nach LOUGHBOROUGH, das von KEYLWERTH in Zentigrad umgerechnet wurde" beschreibt.

In den Veröffentlichungen von KEYLWERTH (1951), KEYLWERTH, NOACK(1964) ist neben dem „KEYLWERTH-Diagramm" eine zusätzliche Darstellung abgebildet, die die Holz-Ausgleichsfeuchte in Abhängigkeit der Trocken- und Feuchttemperatur beschreibt. Diese Form ist weniger für den praktischen Gebrauch geeignet, sondern macht deutlich, dass besonders bei niedrigen Temperaturen schon geringe Abweichungen in der Feuchttemperatur deutliche Unterschiede in der Holz-Ausgleichsfeuchte bewirken. Bei TT = 20 °C ergeben sich folgende Wertepaare von TF [°C]/u_{gl}[%]: 18.8/20.3, 17.8/16.4, 16.8/13.9, 15.8/12, 14.8/10.6, 13.8/9.3. Die Abnahme der Feuchttemperatur von 18.8 °C auf 17.8 °C führt bei einer Trockentemperatur von 20 °C zu einer Änderung der Holzfeuchte um 4 %.

Zusätzlich zu der grafischen Darstellung erfolgt die Beschreibung der Sorptionseigenschaften auch in Form von **Tabellen**, in denen die Holz-Ausgleichsfeuchte in Abhängigkeit der Trockentemperatur, der Feuchttemperatur, der Psychrometerdifferenz, der relativen Luftfeuchte angegeben wird (MOLL, 1930; TDA, 1961; MILLET, *(Ottawa - 1961)*; TRADA, *(Wycombe - 1962)*; KEYLWERTH, NOACK, *(Hamburg - 1964)*; Wood Handbook No. 72, *(Madison - 1955)* und *(Madison - 1974)*; PRATT, 1974; SIMPSON, 1991). In Tab. 5.3 sind die Wertebereiche für 5 umfangreiche Tabellen wiedergegeben, die entsprechend der Aufzählung durch die eingerahmten und kursiv gedruckten Ortsnamen im Weiteren bezeichnet werden. Die ausführlichste Tabelle findet sich im Agriculture Handbook No. 72 aus Madison von 1955. Im Bereich von 1 % bis 98 % rel. Luftfeuchte und zwischen Temperaturen von 4 °C bis 99 °C sind insgesamt 826 u_{gl}-Werte angegeben. Die gleiche Tabelle findet sich ebenfalls im Agriculture Handbook No. 188 (SIMPSON, 1991), wo sich leider einige Druckfehler eingeschlichen haben. Wie schon bei den Grafiken zum Sorptionsgleichgewicht fehlen auch bei den Tabellen die Angaben zu Art, Umfang und Herkunft der Ergebnisse. Es ist wahrscheinlich, dass ein großer Teil der Tabellenwerte durch grafische oder rechnerische Interpolation gewonnen wurde.

Ein direkter Zahlenvergleich zwischen den Tabellen ist nicht möglich. Um dennoch eine Aussage über die Unterschiede machen zu können, wurden mit den angegebenen Luftzuständen u_{gl}-Werte berechnet und mit den tabellierten verglichen. Die Berechnung der u_{gl}-Werte erfolgte nur für positive Trocken- und Feuchttemperaturen in [°C]. Als weitere Bedingung wurde ein Vergleich zwischen berechneten und tabellierten Werten nur für u_{gl}-Werte > 1 % durchgeführt. Daher ergeben sich in Tabelle 5.3 b) abweichende Angaben für N und ein etwas kleinerer Wertebereich für TT, TF, TT-TF, φ und u_{gl}. Die Berechnung von u_{gl} erfolgte zum einen mit einem Ansatz von HAILWOOD, HORROBIN (1946, Gl. 5.29) und Koeffizienten von SIMPSON (1971). Gleichzeitig wurde die Holz-Ausgleichsfeuchte auch mit einem Ansatz von DREWES (1983, Gl. 5.36) und Koeffizienten von FORTUIN (Spalte 4) bestimmt. In den Tabellen *(Wycombe - 1962)* und *(Hamburg - 1964)* fehlen Angaben zur relativen Luftfeuchte, die für die Berechnung der Holz-Ausgleichsfeuchte notwendig sind. Daher wurde die relative Luftfeuchte aus den Angaben zu Trockentemperatur TT und Feuchttemperatur TF bzw. Psychrometerdifferenz (TT-TF) mit den Formeln zum Sättigungsdampfdruck nach MILITZER (1985, Gl. 6.2) und dem Dampfteildruck nach WMO (1975, Gl. 6.8) berechnet. Diese Formeln führen mit gerin-

Übersicht 5.4 Beschreibung der Sorption von Holz mit einem Modell von HAILWOOD-HORROBIN (1946)

$$u_{gl} = \frac{18}{b}\left(\frac{a_0\varphi}{1-a_0\varphi} + \frac{\sum_{i=1}^{n} i\,(a_0\varphi)^i\, a_1 a_2 \ldots a_i}{1+\sum_{i=1}^{n}(a_0\varphi)^i\, a_1 a_2 \ldots a_i}\right)\cdot 100 \quad [\%] \qquad 5.28$$

Hailwood, Horrobin (1946)

n = 1:

$$u_{gl} = \frac{18}{b}\left(\frac{a_0\varphi}{1-a_0\varphi} + \frac{a_0\varphi\, a_1}{1+a_0\varphi\, a_1}\right)\cdot 100 = \underbrace{\frac{1800\, a_0\varphi}{b(1-a_0\varphi)}}_{\text{polymolekular adsorbiertes Wasser}} + \underbrace{\frac{1800\, a_0\varphi\, a_1}{b(1+a_0\varphi\, a_1)}}_{\text{monomolekular adsorbiertes Wasser}} \quad [\%] \qquad 5.29$$

$$\frac{du_{gl}}{d\varphi} = \frac{18\, a_0}{b}\left(\frac{1}{(1-a_0\varphi)^2} + \frac{a_1}{(1+a_0\varphi\, a_1)^2}\right) \quad [\%/\%] \qquad 5.30$$

b = 216.9	+ 0.01961 ϑ	+ 0.005720 ϑ^2	Simpson (1971)
a_0 = 0.6740	+ 0.001053 ϑ	− 0.000001714 ϑ^2	
a_1 = 3.730	+ 0.03642 ϑ	− 0.0001547 ϑ^2	

$$\frac{\varphi}{u_{gl}} = A + B\varphi - C\varphi^2 \quad \text{(mit } \varphi \text{ und } u_{gl} \text{ beide in [\%] oder [kg/kg])} \qquad 5.31$$

$$A = \frac{b}{1800\, a_0(a_1+1)} \qquad B = \frac{a_0(a_1-1)\,b}{1800\, a_0(a_1+1)} \qquad C = \frac{a_0^2\, a_1 b}{1800\, a_0(a_1+1)}$$

$$a_1 = \frac{2+\frac{B^2}{AC}+\sqrt{\left(2+\frac{B^2}{AC}\right)^2-4}}{2} \qquad a_0 = \frac{B}{A(a_1-1)}$$

$$b = A\, a_0(a_1+1)\,1800 = B\,\frac{(a_1+1)}{(a_1-1)}\,1800 = C\,\frac{(a_1+1)}{a_0 a_1}\,1800$$

n = 2:

$$u_{gl} = \frac{18}{b}\left(\frac{a_0\varphi}{1-a_0\varphi} + \frac{a_0\varphi\, a_1 + 2a_0^2\varphi^2\, a_1 a_2}{1+a_0\varphi\, a_1 + a_0^2\varphi^2\, a_1 a_2}\right)\cdot 100 \quad [\%] \qquad 5.32$$

$$\frac{du_{gl}}{d\varphi} = \frac{18\, a_0}{b}\left(\frac{1}{(1-a_0\varphi)^2} + \frac{a_1(a_0^2 a_1 a_2\varphi^2 + 4a_0 a_2\varphi + 1)}{(a_0^2 a_1 a_2\varphi^2 + a_0 a_2\varphi + 1)^2}\right) \quad [\%/\%] \qquad 5.33$$

b = 330.0	+ 0.452 ϑ	+ 0.00415 ϑ^2	Simpson (1973)
a_0 = 0.791	+ 0.000463 ϑ	− 0.000000844 ϑ^2	
a_1 = 6.17	+ 0.00313 ϑ	− 0.0000926 ϑ^2	
a_2 = 1.65	+ 0.0202 ϑ	− 0.0000934 ϑ^2	
a_1 = 6.34	+ 0.00775 ϑ	− 0.0000935 ϑ^2	Simpson (1991, S 40)
a_2 = 1.09	+ 0.0284 ϑ	− 0.0000904 ϑ^2	

mit	φ	rel. Luftfeuchte	[kg/kg]	Bemerkung: Molmasse des Wassers
	ϑ	Temperatur	[°F]	H_2O = 2 * 1 g/mol + 16 g/mol = 18 g/mol

gen Abweichungen zu den in den Tabellen *(Madison - 1955)* und *(Ottawa - 1961)* angegebenen relativen Luftfeuchten, so dass es keinen großen Unterschied macht, ob die u_{gl}-Werte mit der Psychrometerdifferenz oder der rel. Luftfeuchte berechnet werden. In Tabelle 5.3 b) ist die mittlere Abweichung zwischen berechneten Holz-Ausgleichsfeuchten und den Tabellenwerten sowohl absolut als auch prozentual angegeben. Gleichzeitig sind die Minimal- und Maximalwerte aufgeführt. Die Angaben in Klammern beschreiben den Luftzustand (Trockentemperatur / Feuchttemperatur, Psychrometerdifferenz oder rel. Luftfeuchte) der jeweiligen Extremwerte.

Das Modell nach HAILWOOD-HORROBIN (n=1) führt zu einer sehr guten Übereinstimmung mit den Tabellen *(Madison - 1955)* und *(Hamburg - 1964)*. Die mittlere absolute Abweichung zwischen den u_{gl}-Werten beträgt nur 0.12 % Holz-Ausgleichsfeuchte. Die prozentuale Abweichung liegt im Mittel bei 2 %. Besonders bei niedrigen Holz-Ausgleichsfeuchten ergeben sich erwartungsgemäß u.U. sehr hohe rel. Abweichungen zwischen der Tabelle und berechneten u_{gl}-Werten. So weicht der berechnete Wert $u_{gl,ber.} = 1.52$ % bei TT = 80 °F und TT-TF = 29 °F um 38.46 % vom Tabellenwert $u_{gl,Tab.} = 1.1$ % ab. Die größten absoluten Abweichungen werden demgegenüber i.d.R. bei hohen relativen Luftfeuchten beobachtet. Zwischen *(Madison - 1955)*, $u_{gl,Tab.} = 17.7$ %, und HAILWOOD-HORROBIN (n=1), $u_{gl,ber.} = 16.99$ % mit TT = 210 °F und TT-TF = 2 °F wird die maximale absolute Abweichung von 0.71 % Holz-Ausgleichsfeuchte erreicht. Überraschenderweise ist die Abweichung zwischen HAILWOOD-HORROBIN (n=1) und *(Madison - 1974)* ca. doppelt so groß. Der Unterschied zwischen den berechneten Werten und der Tabelle *(Ottawa - 1961)* bzw. *(Wycombe - 1962)* steigt nochmals um den Faktor 2, so dass sich eine mittlere absolute Abweichungen von ca. 0.6 % Holz-Ausgleichsfeuchte und eine mittlere prozentuale Abweichung ca. 6 % ergibt. Ungewöhnlich ist der Unterschied zwischen den Tabellen von *(Wycombe - 1962)*, die für °F und °C angegeben sind. Die u_{gl}-Werte mit TT, TF in °F weichen im Vergleich zu den Angaben in °C stärker, im Mittel 1.02 % absolut und 8.69 % prozentual, von den mit HAILWOOD-HORROBIN (n=1) berechneten Werten ab. Mit dem Ansatz von DREWES (1983) ergeben sich hierbei nur geringe Unterschiede, wobei die Abweichungen im Vergleich zu HAILWOOD-HORROBIN (n=1) etwas niedriger ausfallen. Insgesamt sind die Abweichungen zwischen den Tabellen und der Modellrechnung nach DREWES (1983) mit Ausnahme von *(Wycombe - 1962)* im Mittel um den Faktor 2 bis 3 größer als mit HAILWOOD-HORROBIN (n=1). Die Maximalwerte der absoluten Abweichung betragen in jeder Tabelle 2 % bis 3 % Holzfeuchte. Für *(Madison - 1974)* ergibt sich sogar bei TT = 80 °F, $\varphi = 98$ % ein Unterschied zwischen $u_{gl,ber} = 32.23$ % und $u_{gl,Tab} = 26.3$ % von 5.93 %. Die Forderung nach einer maximalen Abweichung zwischen Tabelle und Modell von unter 1 % wird nur mit dem Modell HAILWOOD-HORROBIN (n=1) und den Tabellen *(Madison - 1955)* und *(Hamburg - 1964)* erfüllt. Es ist zu vermuten, dass die Angaben von *(Hamburg -1964)* im untersuchten Bereich im Wesentlichen auf den Zahlen von *(Madison - 1955)* beruhen. Gleichzeitig kann nicht ausgeschlossen werden, dass die Tabellenwerte von *(Madison - 1955)* z.T. unter Anwendung des Modells von HAILWOOD, HORROBIN (1946) aus Versuchswerten berechnet wurden. Eine sehr gute Übereinstimmung zwischen Tabelle und Modell wäre somit zu erwarten. Damit bleibt die Frage, welche der angegebenen Tabelle als Referenz für eine Beurteilung von Sorptionsmodellen, die im Folgenden beschrieben werden, dienen kann, aufgrund der fehlenden Informationen unbeantwortet.

In der Literatur finden sich zahlreiche **Formeln** zur Beschreibung des Sorptionsverhaltens von Holz. Die Holz-Ausgleichsfeuchte wird aus den Angaben zur Temperatur und relativer Luftfeuchte berechnet. Schon 1946 veröffentlichten HAILWOOD, HORROBIN (Gl. 5.28) ein einfaches Modell, mit dem die Adsorption von Wasser in Polymeren beschrieben werden kann. Die Überprüfung der Formel erfolgte mit experimentell ermittelten Sorptionsdaten von Wolle, Haar, Nylon und Seide, indem die allgemeine Gleichung (Gl. 5.28) auf n=1 (Gl. 5.29) vereinfacht wurde. Zur Bestimmung der Koeffizienten bildet man aus den Versuchsergebnissen das Verhältnis von φ/u_{gl} (Abb. 5.11). Diese Verhältnisse können durch eine quadratische Funktion in Abhängigkeit von φ beschrieben werden (Gl. 5.31). Die Koeffizienten a_0, a_1 und b für die HAILWOOD-HORROBIN-Gleichung (n=1) sind aus den Koeffizienten A, B und C der quadratischen Funktion zu berechnen, da Gleichung 5.31 durch Umformung in Gl. 5.30 überführt werden kann. Mit dieser Lösungsmethode bestimmten u.a. SPALT (1957, 1958), WANGAARD, GRANADOS (1967) und POPPER, BARISKA (1972) die Koeffizienten für das HAILWOOD-HORROBIN-Modell (n=1) für verschiedene Holzarten und Vorbehandlungen.

SIMPSON (1971) berechnete für 28 Temperaturen aus den u_{gl}-φ-Werten der Tabelle ***(Madison - 1955)*** die Koeffizienten für das HAILWOOD-HORROBIN-Modell (n=1). Diese Ergebnisse sind in Abhängigkeit der Temperatur in Abb. 5.11 eingezeichnet. Die Koeffizienten b und a_0 beschreiben fast exakt die ebenfalls eingezeichnete Regressionsfunktion. Die Werte für a_1 zeigen demgegenüber keine einheitliche Tendenz in Abhängigkeit der Temperatur. Dennoch führt die Berechnung der u_{gl}-Werte mit den von SIMPSON (1971) angegebenen Funktionen zur Beschreibung der Koeffizienten in Abhängigkeit der Temperatur zu einer sehr guten Übereinstimmung zwischen berechneten und tabellierten u_{gl}-Werten (vgl. Tab 5.3 b) im gesamten rel. Luftfeuchte- und Temperaturbereich.

Von SIMPSON wurden 1973 bei einem Vergleich zwischen verschiedenen Sorptionsmodellen die Koeffizienten für HAILWOOD-HORROBIN (n=2) bestimmt (Gl. 5.32). Mit dem Modell HAILWOOD-HORROBIN (n=2) wurde die beste Übereinstimmung mit den u_{gl}-Werten aus der Tabelle ***(Madison - 1955)*** gefunden. Die mittlere absolute Abweichung sinkt auf 0.11 % Holz-Ausgleichsfeuchte. Im Mittel weichen die berechneten von den tabellierten Werten um 1.42 % voneinander ab. Warum im „Dry kiln operator's manual" (SIMPSON, 1991) die Gleichungen für a_1 und a_2 von den Angaben im Jahr 1973 abweichen, bleibt unklar, da hiermit die mittlere Abweichung zwischen Tabelle und Modell (abs. 0.20 %-u_{gl} und proz. 2.73%) zunimmt.

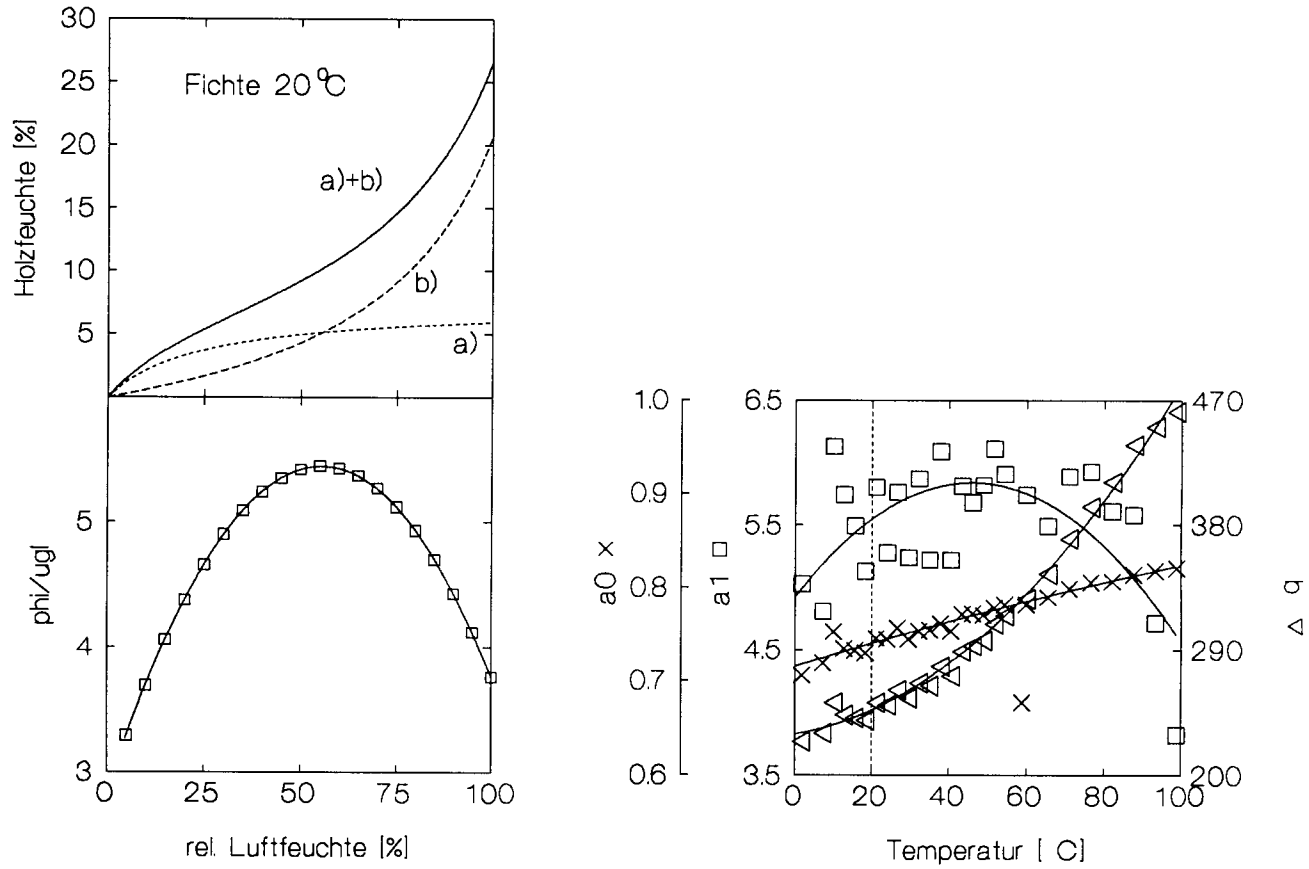


Abb. 5.11 Sorption von Holz - HAILWOOD-HORROBIN-Modell (n=1)
- Sorptionsisotherme von Fichte bei 20 °C nach Gl. 5.29 [Summe aus a) monomolekular und b) polymolekular gebundenem Wasser]
- φ/u_{gl} in Abhängigkeit von φ nach Gl. 5.31
- Koeffizienten a_0, a_1 und b berechnet von SIMPSON (1971) aus den Angaben der Tabelle *[Madison - 1955)*

Übersicht 5.5 Beschreibung der Sorption von Holz mit unterschiedlichen Modellen

5.34 Kollmann (1962)

$$u_{gl} = a\,\varphi^{n} + c\,e^{-b\,(\varphi-\mu)^2} \qquad [kg/kg]$$

$$\mu = 1 + \frac{1}{(2\,b)^{-1/2}} \quad ; \quad \psi = \varphi - 1$$

$$u_{gl} = a\,\varphi^{n} + c\,e^{-\frac{1}{2}(b\,\psi-1)^2} \qquad [kg/kg]$$

5.35 Kollmann (1963)

erweiterte Form:

$$u_{gl} = a\,\varphi^{n} + c_1\,e^{-\frac{1}{2}(b_1\psi-1)^2} + c_2\,e^{-\frac{1}{2}(b_2\,\psi-1)^2} \qquad [kg/kg]$$

$\psi = \varphi - 1$

Werte für Fichte (unbehandelt)

ϑ [°C]	a	n	c_1	b_1	c_2	b_2
25	0.113	0.54	0.192	2.70	0.09	20.5
50	0.102	0.66	0.182	3.47	0.07	18.5
75	0.095	0.67	0.169	4.84	0.09	16.1
100	0.095	0.83	0.115	5.51	0.07	14.2

mit φ rel. Luftfeuchte [kg/kg]

5.36 Dreves (1983, 1985)

$$u_{gl} = e^{\left(a_0 + a_1\varphi + a_2\varphi^2 + a_3\varphi^3 + a_4\vartheta + a_5\vartheta^2 + a_6\varphi\vartheta\right)} \qquad [\%]$$

Koef.	Fichte (N=21) (1)	Fichte (N=20) (2)	46 Werten aus den Keylwerth-Diagramm (3)	u_{gl}-Tabelle *Madison (1955)* N=802 (4)	(5)
a_0	1.3996	1.47	0.7183	− 0.191897602	0.260363172
a_1	0.04123	0.0380	0.05722	0.115836422	0.087481909
a_2	$-0.648 \cdot 10^{-3}$	$-0.543 \cdot 10^{-3}$	− 0.0007308	− 0.001836422	− 0.001264507
a_3	$4.5 \cdot 10^{-6}$	$3.66 \cdot 10^{-6}$	0.00000424	0.000010578	0.000007352
a_4	− 0.00363	− 0.00772	− 0.003691	− 0.003810430	− 0.006496750
a_5			− 0.00005135	− 0.000054243	
a_6			0.0000439	0.000049325	

Drewes (1985)	*Geubel, Drewes(1987)*	*Drewes (1983)*	*Fortuin*
35 – 95 %	20 – 95 %	15 – 95 %	2 – 96 %
10 – 60 °C	–20 – 60 °C	15 – 85 °C	2 – 99 °C

mit φ rel. Luftfeuchte [%]
ϑ Temperatur [°C]

5.37 Krecetov (1972)

$$u_{gl} = \begin{cases} \dfrac{0.512}{(1.21-\varphi)}\,(21.7-k) & ;\ \varphi > 0.5 \\ u_0 + (0.72\,\varphi)\,(29.5-k) & ;\ \varphi \le 0.5 \end{cases} \qquad [\%]$$

$$k = \left(\frac{\vartheta + 273.15}{100}\right)^2$$

$$u_0 = 0.36\,(13.9-k)$$

mit φ rel. Luftfeuchte [kg/kg]
ϑ Temperatur [°C]

Fortsetzung Übersicht 5.5

$$u_{gl} = c_1 + c_2\,\varphi + c_3\,\varphi^2 + c_4\,\varphi^3 + c_5\,\vartheta + c_6\,\vartheta\,\varphi + \frac{c_7}{\vartheta} \qquad [\%]$$

5.38 Nadler, Choong, Wetzel (1985)

c_1	1.2969	c_5	$-1.2245 * 10^{-2}$
c_2	36.6069	c_6	$-3.5224 * 10^{-2}$
c_3	−53.5160	c_7	−53.7984
c_4	45.9798		

mit φ rel. Luftfeuchte [kg/kg]
ϑ Temperatur [°F]

$$u_{gl} = \left(\frac{\vartheta^{-0.773} \ln\left(-\frac{1}{\varphi - 1}\right)}{1.86} \right)^{1/1.586} \qquad [kg/kg]$$

5.39 Dietl (1991)

$$\frac{d\,u_{gl}}{d\,\varphi} = -\frac{\left(\frac{\vartheta^{-0.773} \ln\left(-\frac{1}{\varphi - 1}\right)}{1.86} \right)^{1/1.586}}{1.586\,(\varphi - 1) \ln\left(-\frac{1}{\varphi - 1}\right)} \qquad [1]$$

5.40

$$\varphi = 1 - e^{\left(-1.86\,\vartheta^{0.773}\,u_{gl}^{1.586}\right)} = \underbrace{1 - e^{\left(c_1(\vartheta + c_2)(c_3\,u_{gl})^{c_4}\right)}}_{\text{allg. Form: (empirische Funktion nach Henderson, 1952)}} \qquad [kg/kg]$$

5.41

mit φ rel. Luftfeuchte [kg/kg]
ϑ Temperatur [°C]

$$u_{gl} = a - b \log (TT - TF) \qquad [\%]$$

5.42 Keylwerth (1969)

$u_{gl,1}$; $(TT - TF_1)$ $\quad$ $u_{gl,2}$; $(TT - TF_2)$ $\quad$ Berechnung der Koeffizienten a und b mit zwei Werten einer Sorptionsisothermen

$$a = u_{gl,1} + b \log (TT - TF_1) = u_{gl,2} + b \log (TT - TF_2)$$

5.43

$$b = \frac{u_{gl,2} - u_{gl,1}}{\log (TT - TF_1) - \log (TT - TF_2)}$$

5.44

mit TT Trockentemperatur [°C] und $u_{gl,2} > u_{gl,1}$; $TF_2 < TF_1$
TF Feuchttemperatur [°C]
log Logarithmus zur Basis 10

Nach KEYLWERTH (1969) erbrachte die Berechnung der Koeffizienten aus den von Madison veröffentlichten Holz-Ausgleichsfeuchten folgende Werte:

TT	[°C]	20	40	50	55	60	65	70	75	80	85	90	95	100
a	[%]	21.4	22.0	22.0	21.6	21.2	20.8	20.4	19.9	19.5	19.1	18.7	18.3	17.9
b	[%]	16.0	14.2	13.4	13.0	12.7	12.3	11.9	11.6	11.3	10.9	10.6	10.3	10.0
gültig für														
TT−TF	[°C]	≤8	≤14	≤16	≤20	≤26	≤26							
u_{gl}	[%]	≥7.4	≥6.1	≥5.9	≥4.8	≥3.2	≥3.5	unbeschränkt gültig						
φ	[%]	≥38	≥34	≥35	≥28	≥19	≥22							

Fortsetzung Übersicht 5.5

$$u_{gl} = a\,(-\ln(1.0-\varphi))^{b} \quad [\%] \qquad 5.45$$

Hart (1981)

$u_{gl,1}$; φ_1 ; (ϑ_1) $\quad$ $u_{gl,2}$; φ_2 ; (ϑ_1) — Berechnung der Koeffizienten a und b mit zwei Werten einer Sorptionsisothermen

$$a = \frac{u_{gl,1}}{(-\ln(1.0-\varphi_1))^{b}} = \frac{u_{gl,2}}{(-\ln(1.0-\varphi_2))^{b}} \qquad 5.46$$

$$b = \frac{\ln(u_{gl,2}) - \ln(u_{gl,1})}{\ln(-\ln(1.0-\varphi_2)) - \ln(-\ln(1.0-\varphi_1))} = \frac{\ln\left(\frac{u_{gl}}{a}\right)}{\ln(-\ln(1.0-\varphi))} \qquad 5.47$$

mit φ rel. Luftfeuchte [kg/kg] und $u_{gl,2} > u_{gl,1}$; $\varphi_2 > \varphi_1$

Index 1, 2 : Klimastufe 1 und 2

Berechnung der Koeffizienten für eine von ϑ_1 abweichender Temperatur ϑ_2:

$$\frac{a_1}{a_2} = \frac{a_{\vartheta Korr,1}}{a_{\vartheta Korr,2}} \Rightarrow a_2 = a_1 \frac{a_{\vartheta Korr,2}}{a_{\vartheta Korr,1}}$$

$$\frac{b_1}{b_2} = \frac{b_{\vartheta Korr,1}}{b_{\vartheta Korr,2}} \Rightarrow b_2 = b_1 \frac{b_{\vartheta Korr,2}}{b_{\vartheta Korr,1}}$$

$$a_{\vartheta Korr.} = 0.61 + 0.1078\left(-\ln\left(1.0 - \frac{\vartheta}{250.0}\right)\right)^{0.8467} \qquad 5.48$$

$$b_{\vartheta Korr.} = 12.25 - 6.2488\left(1.0 - e^{\left(-\frac{\vartheta}{170.0}\right)^{2.8038}}\right) \qquad 5.49$$

mit ϑ Temperatur [°F]

Index 1, 2 : Temperatur 1 und 2

im Bereich 32°F (0 °C) $\leq \vartheta \leq$ 212 °F (100 °C)

$$\frac{d\,u_{gl}}{d\,\varphi} = \frac{a\,b\,(-\ln(1.0-\varphi))^{b-1}\left(\frac{1}{1.0-\varphi}\right)}{100} \quad [\%/\%] \qquad 5.50$$

$$u_{gl} = \begin{cases} \text{nach Gl. 5.45} & ; \ \varphi < 0.96 \text{ kg/kg} \\ m \cdot \varphi + b & ; \ \varphi \geq 0.96 \text{ kg/kg} \end{cases} \qquad 5.51$$

$m = \frac{d\,u_{gl}}{d\,\varphi}$ (Gl. 5.50)

$b = u_{gl}(\varphi)$ (Gl. 5.45)

mit $\varphi = 0.96$ kg/kg

mit φ rel. Luftfeuchte [kg/kg]

Zur Beschreibung von Sorptionsuntersuchungen an Eiche, die zuvor 6 Stunden Temperaturen von 70 °C, 150 °C und 180 °C ausgesetzt war, benutzte KOLLMANN (1962) Gl. 5.34. Weitere Untersuchungen zeigten, dass die Gl. 5.34 erst durch Erweiterung zu Gl. 5.35 auch für die Beschreibung anderer Untersuchungen brauchbar wurde (KOLLMANN, 1963). Mit dieser Gleichung konnten die experimentell ermittelten u_{gl}-Werte für verschiedene Holzarten (vgl. WEICHERT, 1963) mit unterschiedlicher Vorbehandlung (thermisch und radioaktive Bestrahlung) sehr genau berechnet werden. Ein Vergleich zwischen *Fichte* und *Buche* ohne Vorbehandlung führte zu einer mittleren Abweichung von 0.56 %-u_{gl} (N = 80). Die größte Abweichung betrug 1.2 % Holz-Ausgleichsfeuchte. Sie lag damit etwa in der Größenordnung, die sich bei einem Vergleich zwischen dem HAILWOOD-HORROBIN-Modell (n=1) und der unbehandelten *Fichte* nach WEICHERT (1963) für die Temperaturen 25°C, 50 °C, 75°C, und 100 °C ergibt.

DREVES (1983, 1985) und GREUBEL, DREVES (1987) benutzten Gl. 5.36 zur Beschreibung der Sorptionseigenschaften von Holz (*Fichte*, *Kiefer*, *Buche*, *Macoree* jeweils 3 Proben) und Holzwerkstoffen (Spanplatte, Sperrholz) bei Befeuchtungsversuchen. Im Gegensatz zur klassischen Untersuchung, in der die Proben bei konstanten Klimabedingungen bis zur Gewichtskonstanz gelagert werden, wurden bei den Untersuchungen von GREUBEL Proben mit bekannter Feuchte in einem geschlossenen Gefäß untergebracht und verschiedenen Temperaturen ausgesetzt. Gemessen wurde die sich hierbei einstellende rel. Luftfeuchte.

Die allgemeine Sorptionsgleichung nach KRECETOV (1972, Gl. 5.37) wird von M. VOGEL (1990) zitiert. KRECETOV unterteilt die Funktion in zwei Bereiche. Hiermit ist es auf einfache Weise möglich, den s-förmigen Verlauf der Sorptionsisotherme nachzubilden. Die Übereinstimmung mit Messwerten ist nach seinen Angaben sehr gut. Nach VOGEL (1990, S. 37) weisen Gl. 5.37 und die mit dem Ansatz von HAILWOOD-HORROBIN berechneten Werte nur geringe Unterschiede auf. Es bleibt jedoch anzumerken, dass die Funktion von KRECETOV nicht wie die anderen Modelle durch den Koordinatenursprung verläuft.

NADLER et al. (1985) wenden Gl. 5.38 zur Beschreibung der Sorptionseigenschaften von Holz in ihrem mathematischen Modell zur Holztrocknung an. Die Koeffizienten wurden durch Regressionsberechnungen mit den Tabellenwerten von *(Madison - 1974)* gefunden. Die mittlere Abweichung liegt bei 0.26 % u_{gl} (0.93 .. 1.78).

DIETL (1995) leitet Gl. 5.39 für die Sorptionsisotherme aus der allgemeinen Formel von HENDERSEN (1952) ab und bestimmt die Koeffizienten anhand der von WEICHERT (1963) angegebenen Desorptionsdaten für *Fichte*. Die Gleichung ist nicht für den gesamten Temperatur- und rel. Luftfeuchtebereich geeignet. So ergibt sich für $\vartheta = 0$ °C für alle φ ein u_{gl}-Wert von 0 %. Da die Trocknungsversuche von DIETL (1995, S. 55) bei 50 °C, 60 °C und 70°C mit einer relativen Luftfeuchte von 40 % bzw. 50 % durchgeführt wurden, ist die Genauigkeit von Gl. 5.39 zur Beschreibung der Holz-Ausgleichsfeuchte an der Brettoberfläche ausreichend. Bei der Berechnung des Diffusionskoeffizienten, wo das Partialdruckgefälle in ein Holzfeuchtegefälle umgerechnet wird, ergeben sich bei Fasersättigung mit φ = 100 % zu hohe Holz-Ausgleichsfeuchten.

Bisher wurde davon ausgegangen, dass für Holz eine einheitliche Sorptionsisotherme verwendet werden kann. Obwohl bei Untersuchungen auch Unterschiede zwischen den Holzarten festgestellt wurden, geht man davon aus, dass die einheimischen europäischen Holzarten nur geringe Unterschiede im Sorptionsverhalten aufweisen. Um auch für Tropenhölzer Aussagen zur Holz-Ausgleichsfeuchte machen zu können, wurde von KEYLWERTH (1969) die Gl. 5.42 vorgestellt. Mit ihr ist es möglich, Sorptionsisothermen aus nur zwei u_{gl}-Messwerten zu erzeugen. Die Koeffizienten a und b in Gl. 5.42 sind durch die beiden Wertepaare (u_{gl}/TT-TF) entsprechend Gl.

Tab. 5.4 Vergleich zwischen tabellierten und berechneten Holz-Ausgleichsfeuchten
- Tabelle *(Madison - 1955)*
- erweitertes Modell von HART (1981, Gl. 5.51) mit unterschiedlichen Eingangsgrößen

(Vergleich und Berechnung erfolgten nur für positive TT,TF [°C] und $u_{gl} > 1$)

		Sorptionsdaten TT [°C]	φ [%]	u_{gl} [%]	abs. Abweichung Ø	von ↔ bis (TT [°F] / φ [%])
Keylwerth (1969)	Fichte	20	37 81	7.2 16.5	0.13	− 0.73 (85 / 9) ↔ **0.90** (115 / 93)
TRADA (1962)	Fichte	25	59 90	10.9 20.6	0.18	**− 0.69** (90 / 89) ↔ 0.40 (115 / 93)
Madison (1955)	Wertepaare mit TT = 21.11	21.11 (70 °F)	19 44	4.3 8.3	0.13	− 0.72 (85 / 9) ↔ **0.92** (115 / 93)
		29.44 (95 °F)	47 80	8.5 15.7	0.13	− 0.72 (85 / 9) ↔ **0.94** (115 / 93)
	alle Werte	87.77 (190 °F)	28 69	3.3 8.6	0.13	− 0.72 (85 / 9) ↔ **0.93** (115 / 93)
		87.77 (190 °F)	28 46	3.3 5.3	0.13	− 0.72 (85 / 9) ↔ **0.94** (115 / 93)

5.43 und Gl. 5.44 definiert. Da durch diese Funktion die Krümmung der Sorptionsisothermen bei niedrigen rel. Luftfeuchten nicht beschrieben werden kann, weist KEYLWERTH darauf hin, dass die Anwendung von Gl. 5.42 nur in den angegebenen Bereichen Gültigkeit besitzt, um eine ausreichende Genauigkeit mit den von Madison veröffentlichten Daten zu erreichen (s. Abb. 5.12).

HART (1981) greift die Idee von KEYLWERTH erneut auf und formuliert die Sorptionsisotherme für Holz entsprechend Gl. 5.45 mit dem natürlichen Logarithmus und der rel. Luftfeuchte φ in [kg/kg]. Der Einfluss der Temperatur auf die Holz-Ausgleichsfeuchte erfolgt über Korrekturfunktionen(Gl. 5.48 und Gl. 5.49), die durch Auswertung der Tabellenwerte aus Madison gefunden wurden. Da der natürliche Logarithmus von Null nicht definiert ist und somit kein Funktionswert für φ = 1 berechnet werden kann, wird der Ansatz in dieser Arbeit entsprechend Gl. 5.51 erweitert. Für rel. Luftfeuchten über 96 % ändert sich die Holz-Ausgleichsfeuchte nur noch linear. Ausgangspunkt der Geraden ist der u_{gl}-Wert bei φ = 96 %. Die Steigung ergibt sich aus der Ableitung $du_{gl}/d\varphi$ ebenfalls für φ = 96 %. Die Unterteilung der Funktion bei dem Grenzwert φ = 96 % wurde getroffen, um für *Fichte* bei ϑ = 20 °C mit Gl. 5.51 eine Fasersättigungsfeuchte von ca. 28 % zu erreichen, wie sie auch mit dem HAILWOOD-HORROBIN-Modell (n=2) vorhergesagt wird. Verschiebt man den Grenzwert weiter nach hinten, ergeben sich automatisch höhere Fasersättigungsfeuchten. Mit diesem Zusatz ist die Funktion von HART (1981) ohne Einschränkung für den gesamten Temperatur- und rel. Luftfeuchtebereich gültig und erreicht die in Tabelle 5.4 angegebenen Abweichungen zu Tabelle *(Madison - 1955)*. Eine gute bis sehr gute Übereinstimmung mit der Tabelle *(Madison - 1955)* wird erreicht, wenn entweder zwei Wertepaare (φ/u_{gl}) für *Fichte* aus den Sorptionsdaten von KEYLWERTH (1969) oder TRADA (1962) für die Berechnung ausgewählt werden. Die mittlere Abweichung beträgt nur 0.13 bzw. 0.18 % u_{gl}. Nur geringfügig besser wird die Übereinstimmung, wenn aus der Tabelle *(Madison - 1955)* zwei Wertepaare als Eingangsgrößen für die Gl. 5.51 verwendet werden. Für den Vergleich wurden zum einen 253 Wertepaar-Kombinationen für TT = 70 °F (21.11 °C) und in einem zweiten Schritt alle Wertepaar-Kombinationen sämtlicher Temperaturstufen (N=12326) durchgerechnet.

Die Sorptionsgleichung von HART (1981, Gl. 5.51) mit zwei u_{gl}-Werten für *Fichte* eignet sich somit zur Beschreibung der Sorptionseigenschaften und erreicht eine sehr gute Übereinstimmung mit den in der Tabelle ***(Madison - 1955)*** angegebenen Werten. Beispielhaft sind die Sorptionsisothermen für $\vartheta = 20$ °C nach KEYLWERTH (1969), HART (1981) und HAILWOOD-HORROBIN (n=2, 1946) in Abb. 5.12 einander gegenübergestellt. Der Einfluss der Erweiterung von Gl. 5.45 ist deutlich zu sehen. Ohne die Korrektur steigt die berechnete Holz-Ausgleichsfeuchte nach HART, wie beim Ansatz von KEYLWERTH zu sehen, für $\varphi > 98$ % extrem stark an und die Differenz zum Modell HAILWOOD-HORROBIN (n=2) nimmt immer weiter zu. Durch die Korrektur bleibt der Unterschied zwischen HAILWOOD-HORROBIN (n=2) und HART auch bei hohen rel. Luftfeuchten bis einschließlich $\varphi = 100$ % gering. Unterstellt man, dass der Temperatureinfluss auf die Sorption für alle Holzarten einheitlich ist, so kann mit dem Modell von HART bei Kenntnis von nur zwei Holz-Ausgleichsfeuchten das gesamte Sorptionsverhalten für beliebige rel. Luftfeuchten und Temperaturen vorhergesagt werden.

Zahlreiche Angaben zur Sorption unterschiedlichster Hölzer mit jeweils zwei Wertepaaren (φ/u_{gl}) sind bei JOHNSTON, WYNANDS (1958), TRADA (1962) und KEYLWERTH (1969) aufgeführt. Die Einzelwerte von 261 Holzarten aus den drei Veröffentlichungen sind im Anhang 6 wiedergegeben. KEYLWERTH (1969) untersuchte 109 Laubhölzer und 11 Nadelhölzer. Es wurden mindestens 3 Proben (0.5 $_{(long.)}$ x 3 x 3 cm) aus unterschiedlichen Brettern hergestellt. Ausgehend vom Normklima bei 20 °C und 65 % rel. Luftfeuchte erfolgte im ersten Schritt eine Befeuchtung auf 20 °C und 83 % rel. Luftfeuchte (Adsorption). Im zweiten Schritt lagerten die Proben bei 20 °C und 37 % rel. Luftfeuchte bis zur Gewichtskonstanz (Desorption). Die Veröffentlichung von TRADA (1962) beschreibt die Sorptionsergebnisse an Proben mit den Abmessungen (0.635 x 5.08 x 22.860 $_{(long.)}$ cm), die im lufttrockenen Zustand bei ca. 15 % Holzfeuchte

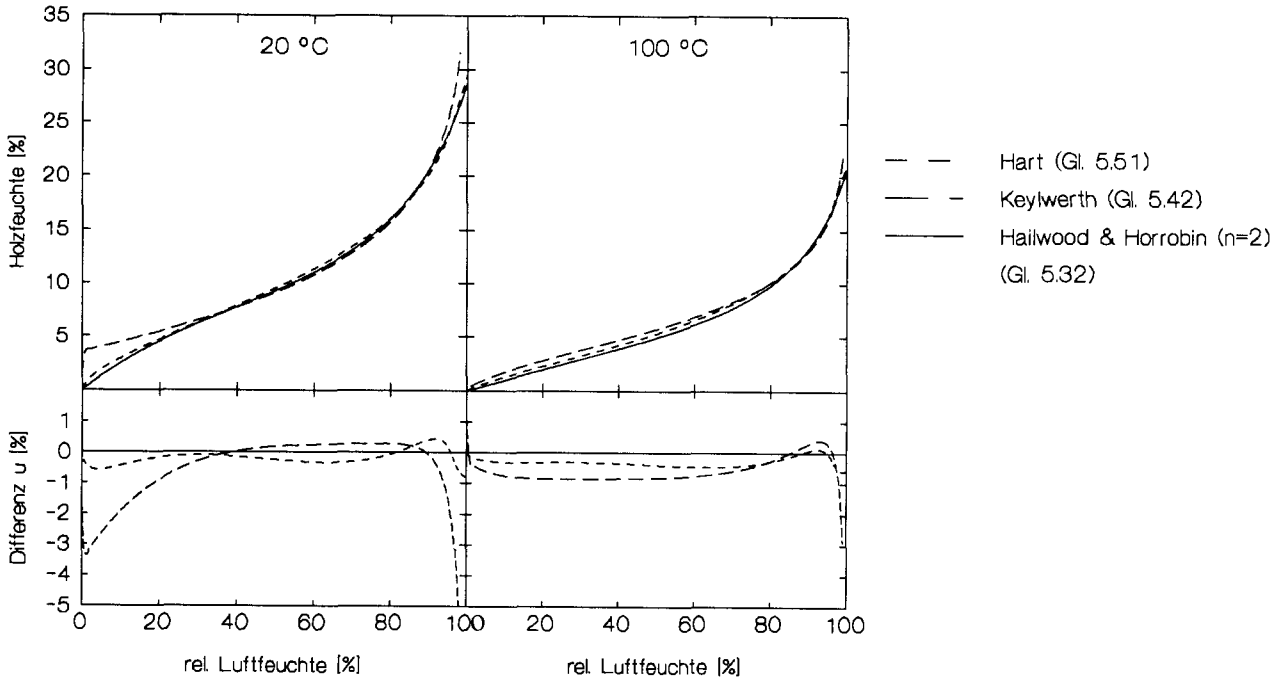


Abb. 5.12 Berechnete Sorptionsisotherme für *Fichte* bei 20 °C und 100 °C mit Gl. 5.32 (HAILWOOD-HORROBIN, 1946, n=2), Gl. 5.42 (KEYLWERTH, 1969) und Gl. 5.51 (HART, 1981) und Abweichung der Holz-Ausgleichsfeuchte zum allgemeinen Ansatz nach HAILWOOD-HORROBIN (Wertepaare für Gl. 5.42 und 5.51 aus Tabelle ***(Madison - 1955)*** bei $\vartheta = 21.11$ °C: $\varphi = 36$ %/ $u_{gl} = 7.2$; $\varphi = 86$ % / $u_{gl} = 18.2$)

zugeschnitten und dann bei 25 °C und 90 % rel. Luftfeuchte befeuchtet wurden. Anschließend erfolgte eine Klimatisierung bei 25 °C und 60 % rel. Luftfeuchte. Auch in dieser Arbeit wurden mindestens 3 Proben je Holzart untersucht. Die Arbeit von JOHNSTON, WYNANDS (1958) umfasst insgesamt 114 Holzarten (22 NH, 92 LH). Dabei wurden die Proben bei 25/60 und 25/90 klimatisiert. Die Angaben zu Probenumfang und Versuchsablauf fehlen. Da sich die u_{gl}-Werte von JOHNSTON, WYNANDS und TRADA nur wenig unterscheiden, werden in Abb. 5.13 und Abb. 5.14 nur die Werte von KEYLWERTH und TRADA wiedergegeben.

Die Spannweite zwischen den u_{gl}-Werten der Holzarten wächst proportional mit der rel. Luftfeuchte. Bei 20/37 beträgt sie 4.2 %, steigt bei 25/60 auf 6.0 % bzw. bei 20/83 auf 9.7 % und erreicht bei 25/90 einen Wert von 11.5 % u_{gl}. Berechnet man die Fasersättigungsfeuchte mit Gl. 5.51 für die jeweiligen Holzarten, so ergibt sich für beide Probenkollektive eine max. Spannweite von 20 %. Die Unterschiede zwischen den Nadelhölzern fallen erwartungsgemäß viel kleiner aus und sind Ausdruck des im Vergleich zum Laubholz einheitlicheren Zellaufbaus (vgl. Kap. 5). Die mittlere Holz-Ausgleichsfeuchte für die einzelnen Klimastufen 20/37, 25/60, 20/83 und 25/90 beträgt 7.42, 12.36, 16.08 und 19.38 % und ist für Nadel- bzw. Laubholz nahezu identisch. Als Standardabweichung ergeben sich folgende Werte (Ø; NH, LH): (20/37: 0.578; 0.775, 0.532), (25/60: 1.03; 1.051, 0.891), (20/83: 1.760; 1.806, 0.905), (25/90 : 2.351; 2.403, 1.992).

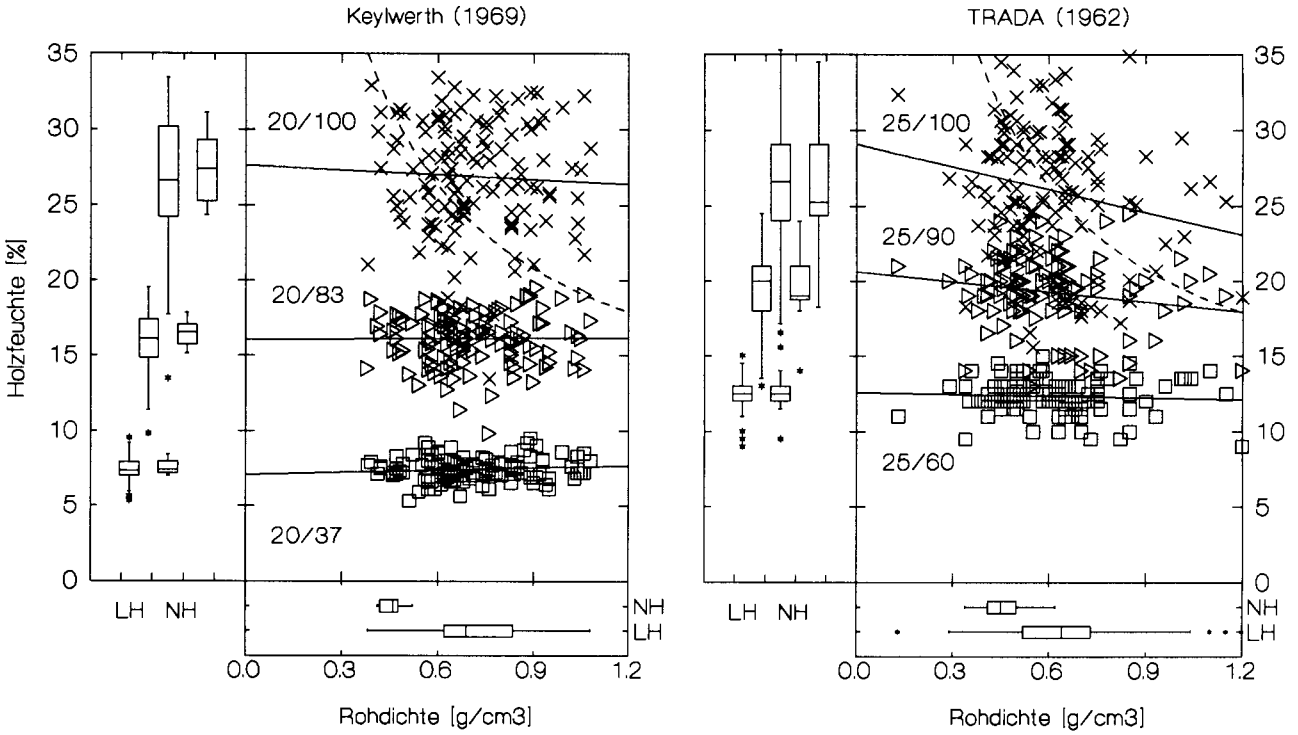


Abb. 5.13 Gemessene Holz-Ausgleichsfeuchte von unterschiedlichen Holzarten bei vier verschiedenen Klimabedingungen nach KEYLWERTH (1969), TRADA (1962) und daraus mit Gl. 5.51 abgeleitete Fasersättigungsfeuchten (gestrichelte Kurve nach Gl. 5.9, VORREITER, 1963)

Wie schon oben erläutert, ist durch die Erweiterung in Gl. 5.51 die Höhe der berechneten Fasersättigungsfeuchte beeinflussbar. In der hier gewählten Form ergibt sich eine mittlere Fasersättigungsfeuchte der Hölzer bei KEYLWERTH von $u_{FS} = 26.85$ % ($\vartheta = 20$ °C). Die Werte von TRADA führen zu $u_{FS} = 26.63$ % ($\vartheta = 25$ °C). Für beide Gruppen beträgt die Standardabweichung 3.7 %-u_{gl}. Diese gute Übereinstimmung kann als weiteres Indiz gewertet werden, dass Gl. 5.51 die Sorptionseigenschaften unterschiedlichster Hölzer plausibel beschreibt, da nur 29 Holzarten in beiden Veröffentlichungen gleichzeitig vorkommen.

Die Darstellung der Holz-Ausgleichsfeuchte in Abhängigkeit der Rohdichte zeigt erwartungsgemäß keinen Zusammenhang zwischen diesen Größen. Die Regressionsgeraden verlaufen bei KEYLWERTH nahezu waagerecht. Die bei TRADA eingezeichnete Tendenz, dass Hölzer mit hoher Rohdichte eine niedrigere Holz-Ausgleichsfeuchte bei hohen rel. Luftfeuchten erreichen, ist nur gering und nicht signifikant. Damit stehen diese Ergebnisse im Widerspruch zu der von VORREITER (1963, Gl. 5.9) veröffentlichten Funktion der Fasersättigung in Abhängigkeit der Rohdichte, die als gestrichelte Linie ebenfalls in Abb. 5.13 eingezeichnet ist.

Die Lage der Box-and-Whisker-Plots für alle Holzarten und die jeweiligen Klimabedingungen im Verhältnis zur Sorptionsisotherme von *Fichte* mit dem Modell von HAILWOOD-HORROBIN (n=2) zeigt Abb. 5.14. Neben den Sorptionsisothermen für 20 °C und 25 °C, die nur einen geringen Unterschied aufweisen, sind zusätzlich die Sorptionslinien für 0 °C und 100 °C durch gepunktete Linien eingezeichnet. Der Einfluss der Holzart auf die Holz-Ausgleichsfeuchte entspricht annähernd dem Temperatureinfluss im Bereich 0 bis 100 °C.

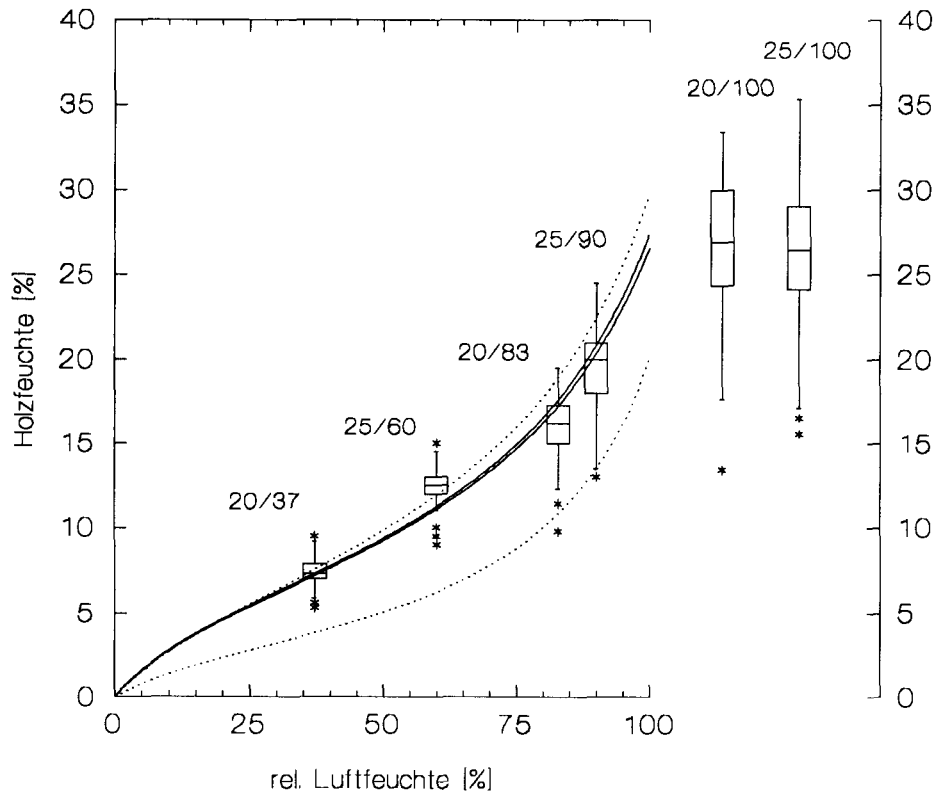


Abb. 5.14 Sorptionsisotherme für 20 °C und 25 °C nach HAILWOOD_HORROBIN (n=2) (0 °C und 100 °C gestrichelt) und Box-and Whisker-Plot der gemessene Holz-Ausgleichsfeuchte von unterschiedlichen Holzarten bei vier verschiedenen Klimabedingungen nach KEYLWERTH (1969), TRADA (1962) und daraus mit Gl. 5.51 abgeleitete Fasersättigungsfeuchten

Nach HAILWOOD-HORROBIN (n=2) stellt sich bei den Klimabedingungen 20/37, 25/60, 20/83 und 25/90 eine Holzfeuchte von 7.3 %, 10.8 %, 17.2 % und 20.3 % ein. Diese Werte stimmen gut mit den Mittelwerten aus allen Holzarten überein. Dass bei 25/60 die Messwerte über- und bei 20/83 unterhalb der Sorptionskurve von *Fichte* liegt, ist möglicherweise eine Folge der Versuchsdurchführung, da die Ergebnisse für 20/37 und 25/60 bei Desorption und 20/83 und 25/90 bei Adsorption ermittelt wurden. Grundsätzlich bestätigt sich die Annahme, dass *Fichte* das durchschnittliche Sorptionsverhalten von Holz sehr gut beschreibt.

Abb. 5.15 zeigt Sorptionsisothermen von *Aextoxicon punctatum, Afzellia sp., Guarea thompsonii und Tilia sp.*, die die größten Abweichungen zu *Fichte (Picea sitchensis)*, berechnet mit HAILWOOD-HORROBIN (n=2), aufweisen. *Afzelia sp.* weist eine sehr flach verlaufende Isotherme auf. Die mit Gleichung 5.51 geschätzte Fasersättigung beträgt nur ca. 14 %. Für rel. Luftfeuchten $\varphi < 20$ % liegen nur die Werte von *Tilia sp.* ca. 1 % bis 2 % unter denen von *Fichte*. *Guarea thompsonii* weist demgegenüber bei diesen rel. Luftfeuchten eine um ca. 5 % höhere Holz-Ausgleichsfeuchte als *Fichte* auf. Vergleichbare Abweichungen zu *Fichte* bei hohen rel. Luftfeuchten werden für *Aextoxicon punctatum* berechnet. Die Fasersättigungsfeuchte beträgt ca. 34 % gegenüber 28 % bei *Fichte*. Mit steigender Temperatur von 20 °C auf 100 °C verringern sich sowohl die Holz-Ausgleichsfeuchten insgesamt, als auch die Unterschiede zwischen den Holzarten um ca. 1/3. Da der Temperatureinfluss auf die Sorption allgemein anerkannt ist und der Holzarteneinfluss in vergleichbarer Größenordnung liegt, wäre es konsequent, auch die speziellen Eigenarten einer Holzart im Hinblick auf das Sorptionsverhalten zu berücksichtigen. Eine Überprüfung, ob mit dem Modellansatz von HART (1981) eine allgemein gültige Formel gefunden wurde, um die Sorptionseigenschaften unterschiedlichster Hölzer in Abhängigkeit der relativen Luftfeuchte und Temperatur richtig zu beschreiben, muss einer späteren Arbeit vorbehalten bleiben. Trotz dieser Unsicherheit erlaubt Gleichung 5.51 eine erste Abschätzung der Fasersättigungsfeuchte einer Holzart, die, wie in Kap. 5.8 noch gezeigt wird, für die Beschreibung des Diffusionskoeffizienten eine besondere Bedeutung besitzt.

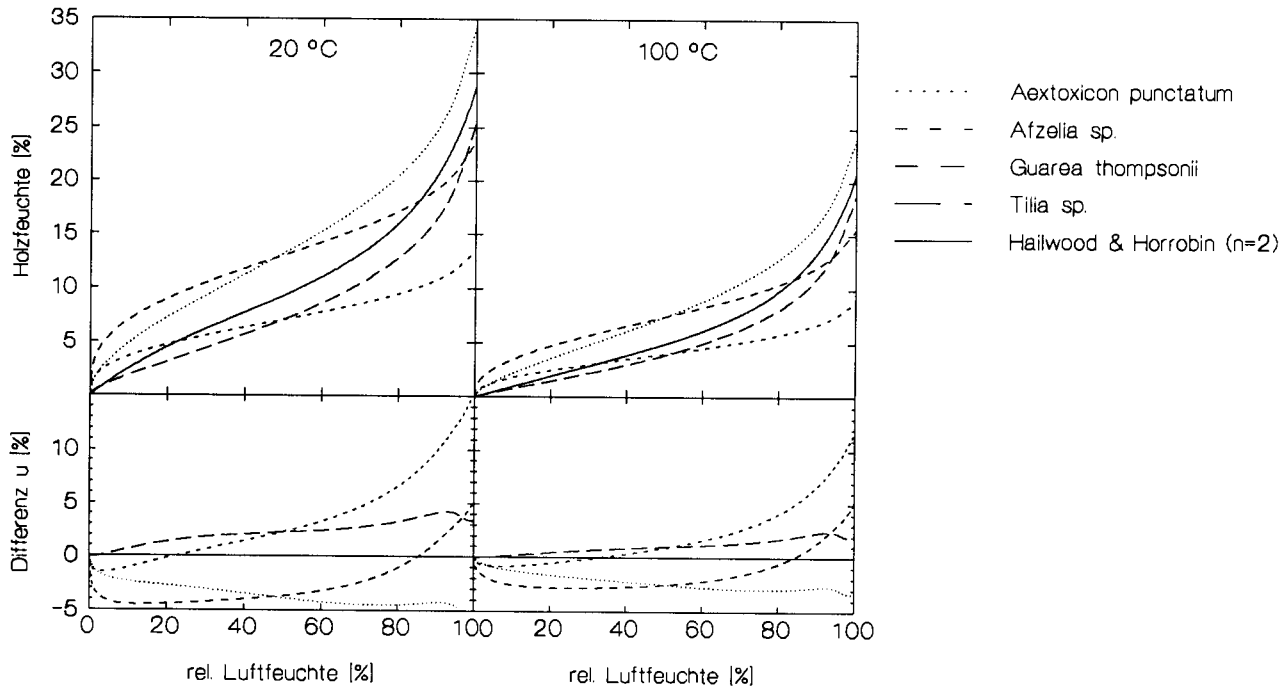


Abb. 5.15 Sorptionsisothermen von *Aextoxicon punctatum, Afzelia sp., Guarea thompsonii, Tilia sp.* (Gl. 5.51) bei 20 °C und 100 °C im Vergleich zur Standard-Isothermen berechnet mit HAILWOOD-HORROBIN (n=2) (Gl. 5.32)

Tab. 5.5 Verhältnis von Adsorption/Desorption bei Laub- und Nadelholz

A) Spalt (1957, 1958), Wangaard (1967) ϑ = 32,2 °C

φ	u_{gl} (Gl. 5.32)	u_{gl}	u_{Ad}/u_{De} Σ (N=23)	LH (N=8)	NH (N=15)
[%]	[%]	[%]			
5	1,21				
8	1,89				
10	2,33	2,98	0,847	0,864	0,814
17	3,71				
20	4,24	4,76	0,811	0,817	0,800
21	4,42				
22	4,58				
30	5,82	6,20	0,794	0,793	0,796
40	7,32	7,56	0,785	0,780	0,796
43	7,75				
50	8,80	9,00	0,783	0,774	0,799
60	10,46	10,64	0,785	0,774	0,806
65	11,42				
70	12,51	12,68	0,793	0,780	0,817
80	15,34	15,28	0,806	0,792	0,833
81	15,69				
90	19,78	18,97	0,830	0,815	0,857
93	21,69				
97	24,95				
100	28,18	24,69	0,872	0,858	0,899

B) Higgins (1957) ϑ = 32,2 °C

u_{gl}	u_{Ad}/u_{De} Σ (N=11)	LH (N=7)	NH (N=4)
[%]			
4,47	0,827	0,823	0,833
6,92	0,809	0,812	0,752
12,10	0,832	0,840	0,818
15,57	0,900	0,918	0,869

C) Turc, Cutter (1984) ϑ = 20 °C

φ	u_{gl} (Gl. 5.32)	u_{gl}	u_{Ad}/u_{De} Σ (N=6)	LH (N=5)	NH (N=1)
[%]	[%]	[%]			
5	1,28				
8	2,00				
10	2,45				
17	3,89	6,48	0,938	0,938	0,939
20	4,45				
21	4,62				
22	4,80				
30	6,11	8,24	0,883	0,873	0,929
40	7,63				
43	8,08				
50	9,16	11,29	0,840	0,836	0,857
60	10,88				
65	11,87				
70	12,99	15,88	0,866	0,860	0,896
80	15,88				
81	16,24				
90	20,37	19,26	0,843	0,845	0,834
93	22,28				
97	25,52	22,28	0,876	0,878	0,867
100	28,71				

D) Voulgaridis (1987) ϑ = 23 °C

u_{gl}	u_{Ad}/u_{De} Σ (N=42)	LH (N=29)	NH (N=13)
[%]			
3,44	0,632	0,660	0,570
5,60	0,666	0,598	0,527
8,46	0,722	0,734	0,693
11,93	0,788	0,792	0,778
15,12	0,912	0,917	0,902
24,63	0,891	0,876	0,924

E) Weichert (1963) *Picea sitchensis* (Fichte)

φ	u_{gl} (Gl. 5.32)	u_{gl}	u_{Ad}/u_{De} 1) ϑ = 25°C	u_{gl} (Gl. 5.32)	u_{gl}	u_{Ad}/u_{De} 1) ϑ = 50 °C	u_{gl} (Gl. 5.32)	2) u_{gl} (Gl. 5.35)	u_{Ad}/u_{De} ϑ = 75 °C
[%]	[%]	[%]		[%]	[%]		[%]	[%]	
5	1,27	2,65	0,767	1,04	1,65	0,833	0,76	1,28	1,0
8	1,98			1,64			1,21		
10	2,43	3,90	0,773	2,02	2,65	0,893	1,51	2,03	1,0
17	3,86			3,32			2,50		
20	4,41	5,50	0,774	3,75	4,10	0,864	2,91	3,23	1,0
21	4,58			3,91			3,04		
22	4,76			4,06			3,17		
30	6,06	6,85	0,803	5,23	5,20	0,857	4,16	4,24	1,0
40	7,57	8,25	0,793	6,58	6,40	0,882	5,35	5,15	1,0
43	8,02			6,99			5,71		
50	9,09	9,85	0,807	7,96	7,70	0,878	6,57	6,02	1,0
60	10,79	11,75	0,808	9,50	9,30	0,879	7,95	6,97	1,0
65	11,77			10,40			8,76		
70	12,89	14,10	0,819	11,43	11,20	0,898	9,69	8,32	1,0
80	15,77	17,10	0,856	14,11	13,75	0,910	12,12	10,62	1,0
81	16,13			14,45			12,43		
90	20,25	21,15	0,872	18,38	17,55	0,918	16,07	14,77	1,0
93	22,16			20,25			17,82		
97	25,41			23,48			20,90		
100	28,61			26,75			24,07		

Zusammenfassung ϑ 20 .. 32.2 °C

φ	u_{gl} (Gl. 5.32)	u_{Ad}/u_{De} A)	B)	C)	D)	E)	Min	Max
[%]	[%]							
5	1,27					0,767		
8	1,98				0,632		0,442	0,912
10	2,43	0,847				0,773	0,698	0,989
17	3,86		0,827	0,938			0,835	1,000
20	4,41	0,811				0,774	0,722	0,914
21	4,58						0,711	0,889
22	4,76				0,666		0,527	0,832
30	6,06	0,794		0,883		0,803	0,735	0,930
40	7,57	0,785				0,793	0,713	0,851
43	8,02		0,809		0,722		0,642	0,860
50	9,09	0,783		0,840		0,807	0,706	0,890
60	10,79	0,785				0,808	0,712	0,828
65	11,77				0,788		0,739	0,886
70	12,89	0,793		0,866		0,819	0,731	0,933
80	15,77	0,806			0,912	0,856	0,743	0,990
81	16,13		0,832				0,834	0,953
90	20,25	0,830		0,843		0,872	0,724	0,915
93	22,16		0,900				0,834	0,953
97	25,41			0,876	0,891		0,726	0,951
100	28,61	0,872					0,682	0,997

mit φ rel. Luftfeuchte [%]
u_{gl} Holz-Ausgleichsfeuchte [%]
(Mittelwert aus Adsorption und Desorption)

1) Werte nach Weichert (1963), Tabelle 4 S. 42
2) u_{gl} - Werte berechnet nach Kollmann (Gl. 5.35)

Üblicherweise wird die Sorption als Mittelwert von Desorption und Adsorption angegeben. Die Unterschiede in der Holz-Ausgleichsfeuchte zwischen Ent- und Befeuchtung werden hierbei vernachlässigt. Ein Erklärungsversuch für die **Hysterese** ist u. a. die „Flaschenhals-Theorie", bei der größere Hohlraumsysteme vom übrigen Porensystem durch kleinere Poren getrennt sind. Die Desorption der weiteren mit Wasser gefüllten Kapillaren wird somit durch die kleineren solange verzögert, bis ein niedriger Dampfdruck zu einer Desorption in den kleinen Kapillaren führt. Auch wird der unterschiedliche Benetzungswinkel in einer mit Flüssigkeit gefüllten Kapillaren bei der Be- und Entfeuchtung als Grund für die Hysterese genannt. Die stärkere Krümmung der Wasseroberfläche bei Desorption führt zu einer höheren Dampfdruckabsenkung und damit zu einer höheren Holz-Ausgleichsfeuchte bei gegebener rel. Luftfeuchte als die Adsorption. Da die Kapillarkondensation bei Holz erst über 40 - 50 % Luftfeuchte eintritt, wäre die Hysterese als Folge der unterschiedlichen Benetzungwinkel nur bei höheren rel. Luftfeuchten zu erwarten. Zahlreiche Untersuchungen zeigen jedoch, dass die Hystereseerscheinung im gesamten rel. Luftfeuchtebereich zwischen 0 % und 100 % zu beobachten ist.

Um zu klären, wie groß der Unterschied zwischen Holz-Ausgleichsfeuchten bei Desorption und Adsorption ist, wurden die Untersuchungen von SPALT (1957, 1958), HIGGINS (1957), WEICHERT (1963), WANGAARD, GRANADOS (1967), TURC, CUTTER (1984) und VOULGARIDIS (1987) ausgewertet. Die Ergebnisse sind in Tabelle 5.5 zusammengefasst. Die Hysterese wird mit dem Verhältnis u_{Ad}/u_{De} beschrieben. Neben dem Quotienten sind zusätzlich die mittleren Holz-Ausgleichsfeuchten bei den jeweiligen rel. Luftfeuchten als Bezugsgröße angegeben.

Vergleicht man die mittleren Holz-Ausgleichsfeuchten mit den Werten für *Fichte* (HAILWOOD HORROBIN-Modell, n=2, Gl. 5.32), so zeigt sich eine gute Übereinstimmung bei den Ergebnissen von SPALT, WANGAARD und VOULGARIDIS. Der Unterschied von $\Delta u = 3\%$ bei 100 % rel. Luftfeuchte bei SPALT, WANGAARD ist zum einen auf den Einfluss der Tropenhölzer mit hohem Inhaltstoffanteil zurückzuführen. Ein weiterer Grund ist in der Anwendung der Sorptionstheorie von HAILWOOD-HORROBIN zu suchen. Durch die Anpassung der Versuchswerte mit dem Modell HAILWOOD-HORROBIN ist es nicht möglich, eine geschlossene Sorptionshysterese zu beschreiben. Die Adsorption führt in jedem Fall zu einer niedrigeren Fasersättigungsfeuchte als die Desorption, so dass die Mittelwertbildung zu einem niedrigeren Wert u_{FS} führt.

Die mittleren Holz-Ausgleichsfeuchten von HIGGINS liegen mit Ausnahme von $u_{gl} = 4.4$ % bei 17 % rel. Luftfeuchte unter denen von *Fichte*. Besonders über $\varphi \geq 80$ % werden deutlich niedriger Holz-Ausgleichsfeuchten beobachtet. Für $\varphi = 93$ % beträgt der Mittelwert der untersuchten Holzarten $u_{gl} = 15.57$ % (*Fichte* $u_{gl} = 21.69$ %), wobei die Holzarten *Tectona grandis*, *Pterocarpus dalbergia*, *Dalbergia latifolia* und *Hymenaea courbaril* das Ergebnis stark beeinflussen. Im Gegensatz hierzu liegen die mittleren Holz-Ausgleichsfeuchten der sechs argentinischen Holzarten von TURC, CUTTER bis $\varphi \leq 80$ % ca. 2 - 3 % über den Werten für *Fichte*. Über $\varphi = 97$ % ergibt sich ein u_{gl}-Wert von 22.28 %. Er liegt damit ca. 3 % unter dem von *Fichte*.

Die mittleren Quotienten u_{Ad}/u_{De} führen bei allen Untersuchungen zu vergleichbaren Ergebnissen. Ein genereller Unterschied zwischen Laub- und Nadelholz kann nicht festgestellt werden. Je nach rel. Luftfeuchte und Verfasser ist das Verhältnis u_{Ad}/u_{De} für Laubholz mal größer oder kleiner als für Nadelholz, wobei die Unterschiede der Mittelwerte um bis zu 10 % voneinander abweichen können. Daher wird in der Summenspalte das arithmetische Mittel aus den untersuchten Holzarten gebildet. Stellt man die Werte aus den Untersuchungen von SPALT (1957, 1958), WANGAARD, GRANADOS (1967), HIGGINS (1957), TURC, CUTTER (1984) und VOULGARIDIS (1987) für Versuchstemperaturen von 20 °C bis 32.2 °C den Ergebnissen von

Übersicht 5.6 Allgemeiner Zusammenhang zwischen Adsorption und Desorption bei Holz

$$u_{gl} = \frac{u_{Ad} + u_{De}}{2} \quad \Leftrightarrow \quad u_{Ad} = 2\,u_{gl} - u_{De} \quad \Leftrightarrow \quad u_{De} = 2\,u_{gl} - u_{Ad} \qquad (5.52)$$

$$q = \frac{u_{Ad}}{u_{De}} \quad \Leftrightarrow \quad u_{Ad} = u_{De}\,q \quad \Leftrightarrow \quad u_{De} = \frac{u_{Ad}}{q} \qquad (5.53)$$

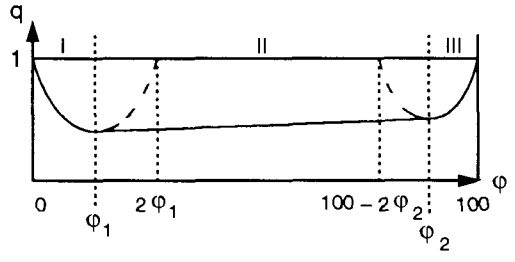
$$u_{Ad} = 2\,u_{gl} - \frac{u_{Ad}}{q} \quad \Leftrightarrow \quad u_{De} = 2\,u_{gl} - u_{De}\,q \qquad (5.54)$$

$$u_{gl} = \frac{u_{Ad} + \frac{u_{Ad}}{q}}{2} \quad \Leftrightarrow \quad u_{Ad} = \frac{2\,u_{gl}}{\left(1 + \frac{1}{q}\right)} \qquad (5.55)$$

$$u_{gl} = \frac{u_{De}\,q + u_{De}}{2} \quad \Leftrightarrow \quad u_{De} = \frac{2\,u_{gl}}{1 + q} \qquad (5.56)$$

$$q(\varphi,\vartheta) = \begin{cases} a_1\varphi^2 + b_1\varphi + c_1 & ; \quad \varphi < \varphi_1 \quad \text{I} & (5.57) \\ m\,\varphi + d & ; \quad \varphi_1 \le \varphi \le \varphi_2 \quad \text{II} & (5.58) \\ \quad m = -1.912\,E{-}7\;\vartheta^2 - 3.38\,E{-}6\;\vartheta + 0.001329 & \text{nach L. Weichert (1963) für Fichte und } 0\,°C < \vartheta < 75\,°C \text{ über } 75\,°C \rightarrow q = 1 & (5.59) \\ \quad d = 4.48\,E{-}5\;\vartheta^2 + 3.96\,E{-}4\;\vartheta + 0.7183 & & (5.60) \\ a_2\varphi^2 + b_2\varphi + c_2 & ; \quad \varphi_2 < \varphi \quad \text{III} & (5.61) \end{cases}$$

φ	$q(\varphi)$
0	1
φ_1	$m\,\varphi_1 + d$
$2\varphi_1$	1



φ	$q(\varphi)$
$100 - 2\varphi_2$	1
φ_2	$m\,\varphi_2 + d$
100	1

$$f(x) = a\,x^2 + b\,x + c \qquad \text{quadratische Funktion (Parabel)} \qquad (5.62)$$

Berechnung der Koeffizienten a,b und c aus drei Wertepaaren: x , f(x)

$$a = \frac{f(x_1)\,(x_2 - x_3) + f(x_2)\,(x_3 - x_1) + f(x_3)\,(x_1 - x_2)}{\left(x_1^2 - x_1\,(x_2 + x_3) + x_2\,x_3\right)(x_2 - x_3)} \qquad (5.63)$$

$$b = -\frac{f(x_1)\,(x_2 - x_3)\,(x_2 + x_3) + f(x_2)\,(x_3^2 - x_1^2) + f(x_3)\,(x_1^2 - x_2^2)}{\left(x_1^2 - x_1\,(x_2 + x_3) + x_2\,x_3\right)(x_2 - x_3)} \qquad (5.64)$$

$$c = \frac{f(x_1)\,x_2\,x_3\,(x_2 - x_3) - x_1\left(f(x_2)\,x_3\,(x_1 - x_3) - f(x_3)\,x_2\,(x_1 - x_2)\right)}{\left(x_1^2 - x_1\,(x_2 + x_3) + x_2\,x_3\right)(x_2 - x_3)} \qquad (5.65)$$

Fortsetzung Übersicht 5.6

primäre Desorptionsisotherme

$$u_{De,\,prim.} = \begin{cases} u_{De} & ; \varphi \le \varphi_{Gr} \\ u_{Gr} + (u_{De} - u_{Gr}) \cdot k & ; \varphi \ge \varphi_{Gr} \end{cases} \quad [\%]$$

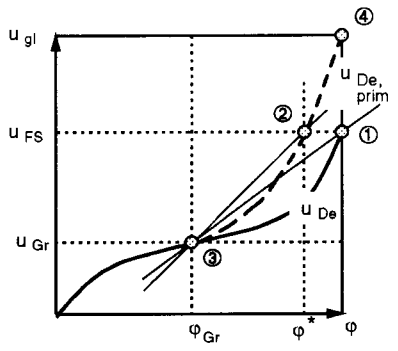
$$u_{De} = \frac{2\,u_{gl}}{1 + q}$$

$$u_{Gr} = u_{gl}(\vartheta, \varphi_{Gr})$$

k = 1.08 .. **1.4** .. 2.08

φ_{Gr} = 45 .. **65** .. 75

nach Spalt (1957, 58) und Matejak (1983)



5.66

mit u Holz-Ausgleichsfeuchte [%]
Index: gl Mittelwert aus Desorption und Adsorption
De Desorption
Ad Adsorption
ϑ Temperatur [°C]
φ rel. Luftfeuchte [%]

WEICHERT (1963) bei ϑ = 25 °C gegenüber, so zeigt sich, dass Fichtenholz nicht nur zur Beschreibung einer mittleren Holz-Ausgleichsfeuchte für Holz allgemein (Mittelwert von Adsorption und Desorption), sondern in gleicher Weise auch für die Hystereseerscheinung geeignet ist (Tab. 5.5). Da durch die Angaben von WEICHERT (1963) auch der Temperatureinfluss auf die Hysterese beschrieben wird – die Differenz zwischen De- und Adsorption von 25 °C auf 50 °C verringert sich um ca. die Hälfte, über 75 °C war keine Hysterese mehr festzustellen (u_{Ad}/u_{De} = 1) – erfolgt die Herleitung einer formalen Beschreibung der Hysterese aus diesen Ergebnissen.

In einem ersten Schritt werden Regressionsgeraden zwischen dem Quotienten u_{AD}/u_{DE} und φ für die Temperaturen 25 °C und 50 °C bestimmt. Als Bestimmtheitmaß ergibt sich B = 0.627 für 25 °C und B = 0.894 für 50 °C. Es zeigt sich, dass u_{Ad}/u_{De} in Abhängigkeit von φ sehr gut durch eine Gerade beschrieben werden kann. Mit 75 °C, wo für die Steigung m = 1 und dem y-Achsenabschnitt b = 0 vereinbart wird, liegen insgesamt 3 Wertepaare vor, die ausreichen, die Koeffizienten für eine Parabel zu berechnen (Gl. 5.62 bis Gl. 5.65). Der Einfluss der Temperatur auf Steigung und y-Achsenabschnitt im Bereich 0 °C bis 75 °C wird durch die so bestimmte quadratische Funktion beschrieben (Gl. 5.59 und Gl. 5.60). Um eine geschlossene Hysterese zu erhalten, wo bei φ = 0 % und 100 % sich für Adsorption und Desorption gleiche Holz-Ausgleichsfeuchten ergeben, wird die Funktion $q(\varphi,\vartheta) = u_{Ad}/u_{De}$ in drei Bereiche eingeteilt (vgl. Skizze in Übersicht 5.6). In den Randbereichen von φ = 0 % bis φ_1 bzw. φ_2 bis 100 % beschreiben Parabeln die Funktion $q(\varphi,\vartheta)$. Sie besitzen ihren Scheitelpunkt bei φ_1 und φ_2 und ergeben für φ = 0% und 100 % den Funktionswert $q(\varphi,\vartheta)$ = 1. Durch die geforderte Symmetrie sind zwei Wertepaare bestimmt. Die Funktionswerte bei φ_1 und φ_2 sind entsprechend dem linearen Ansatz (Gl. 5.58) zu berechnen, so dass auch hier wieder die erforderliche Anzahl von Wertepaaren vorhanden ist, um die Koeffizienten der Parabeln mit Gl. 5.63 bis Gl. 5.65 zu bestimmen.

Die Funktion $q(\varphi,\vartheta)$ ist somit für alle φ und ϑ definiert. Mit $q(\varphi,\vartheta)$ und der mittleren Holz-Ausgleichsfeuchte kann der Wert bei Adsorption bzw. Desorption mit Gl. 5.55 und 5.56 berechnet werden. Mit diesen Gleichungen ist es auch möglich, die mittlere Holz-Ausgleichsfeuchte aus den Werten von Adsorption bzw. Desorption und $q(\varphi,\vartheta)$ abzuleiten.

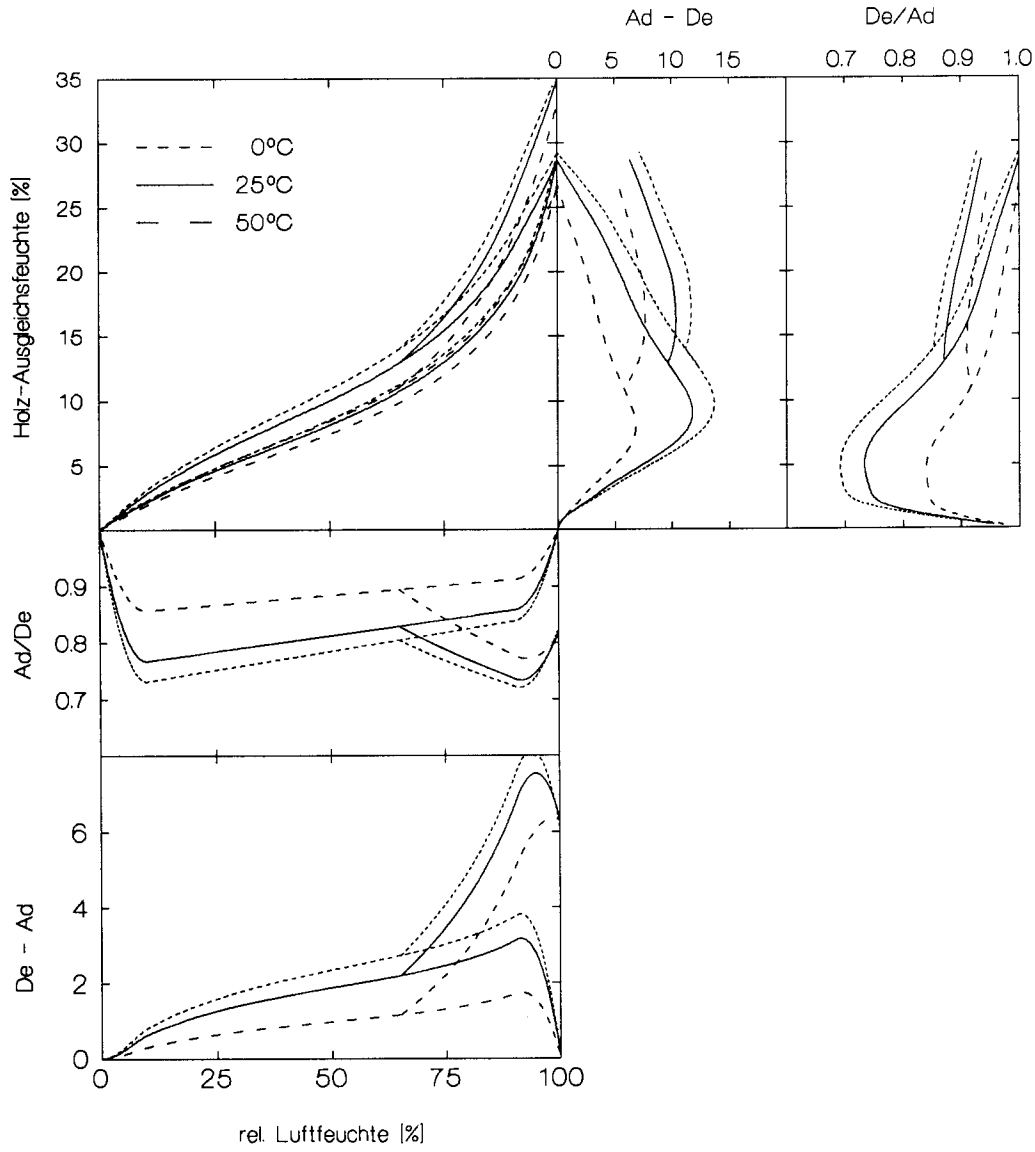


Abb. 5.16 Berechnete Adsorption, Desorption und primäre Desorption für 0°C, 25 °C, 50 °C in Abhängigkeit der rel. Luftfeuchte berechnet mit den Gleichungen in Übersicht 5.5 und der mittleren Holz-Ausgleichsfeuchte u_{gl} nach HAILWOOD-HORROBIN (n=2).

Um die Sorptionseigenschaften von Holz vollständig zu beschreiben, muss noch ein Ausdruck für die **primäre Desorption** gefunden werden. Nach SPALT (1958) und MATEJAK (1983) weicht die primäre Desorptionsisotherme deutlich von Desorptionskurven ab, die bei erneuter Entfeuchtung ermittelt werden. Ab einem Grenzwert φ_{Gr}, der zwischen 45 % und 75 % liegt, steigt die Holz-Ausgleichsfeuchte mit wachsender rel. Luftfeuchte stärker an. Die Fasersättigungsfeuchte u_{FS} wird schon bei φ^* (im Mittel 92 %) erreicht (vgl. Skizze zu Gl. 5.66). Für einen allgemeinen Zusammenhang wurden die grafischen Darstellungen von SPALT und MATEJAK von 5 Laubhölzern und 4 Nadelhölzern ausgewertet. Wie in der Skizze eingezeichnet, wurden für jede Holzart die Punkte ①,②,und ③ bestimmt und damit die eingezeichneten Geraden berechnet. Der Quotient aus den Steigungen der zwei Geraden gibt an, um welchen Faktor sich der Wert der primären Desorptionsisothermen bei φ^* vom u_{gl}-Wert der „normalen" Desorption unterscheidet. Der Mittelwert dieser Quotienten bildet den Faktor k in Gl. 5.66, der

für Holz allgemein angenommen wird. Da keine Angaben zum Temperatureinfluss auf die primäre Desorptionsisotherme vorliegen, wird für alle Temperaturen mit einem konstanten Wert für k gerechnet. Bei Gl. 5.66 handelt es sich um einen einfachen Versuch, die primäre Desorption formal zu beschreiben. Zur genaueren Beschreibung wären weitere Versuche nötig. Dieser Ansatz wurde gewählt, um den prinzipiellen Einfluss der primären Desorption, die in der Regel bei der Trocknung von Holz vorliegt, in der Simulation berücksichtigen zu können.

Abb. 5.16 zeigt den Zusammenhang zwischen Adsorption und Desorption entsprechend den oben angeführten Überlegungen für 0 °C, 25 °C und 50 °C. Ausgangspunkt der Berechnung ist die Beschreibung der mittleren Holz-Ausgleichsfeuchte mit HAILWOOD-HORROBIN (n=2). Aus dem Zusammenhang u_{Ad}/u_{De} ergeben sich die Werte für Adsorption und Desorption. Hierbei wird der lineare Bereich zwischen $\varphi = 10$ % bis $\varphi = 90$ % angenommen. Die primäre Sorptionsisotherme errechnet sich mit Gl. 5.66. Zur besseren Unterscheidung der Sorptionslinien sind in der Abbildung zusätzlich die Verhältnisse u_{Ad}/u_{De} und die Differenz $u_{Ad} - u_{De}$ eingezeichnet, wobei auch die Werte der primären Desorption berücksichtigt werden.

Das Verhältnis von u_{Ad}/u_{De} nimmt mit steigender rel. Luftfeuchte zu. Im Durchschnitt beträgt es bei 25 °C ca. 0.8. Trotz der Zunahme des Quotienten wächst mit der rel. Luftfeuchte die Differenz zwischen Adsorption und Desorption bis zu $\varphi = 90$ % stetig an und beträgt bei 25 °C ca. 3 %. Im Durchschnitt weichen Adsorption und Desorption bei 25 °C ca. 1 % Holzfeuchte von der mittleren Holz-Ausgleichsfeuchte ab. Bei 50 °C verringert sich die Differenz $u_{Ad} - u_{De}$ auf ca. die Hälfte. Die hier gewählte Beschreibung der primären Desorption bewirkt eine Abweichung zur Adsorption von bis zu 6 % bis 8 % Holzfeuchte, wobei das Maximum entsprechend der Einteilung der Funktion bei $\varphi = 90$ % erreicht wird.

Neben der Darstellung der Verhältnisse und Differenzen von Holz-Ausgleichsfeuchten bei gegebener rel. Luftfeuchte wurden in Abb. 5.16 auch die Verhältnisse und Differenzen der rel. Luftfeuchtewerte für Desorption und Adsorption dargestellt, die sich bei gleicher Holz-Ausgleichsfeuchte ergeben. Die größte Abweichung zwischen $\varphi_{Ad} - \varphi_{De}$ ergibt sich bei ca. $u_{gl} = 10$ %. Das bedeutet, dass z.B. nach der Trocknung bei $\vartheta = 25$ °C die rel. Luftfeuchte mindestens um 10 % erhöht werden muß, um die Holz-Ausgleichsfeuchte zu erhöhen. Mit steigender Temperatur werden die Unterschiede geringer, so dass eine Wiederbefeuchtung während oder nach Abschluß der Trocknung bei erhöhten Temperaturen günstiger ist. Der Unterschied zwischen φ_{Ad} und $\varphi_{De,prim}$ bleibt nahezu konstant. Es ist denkbar, dass die Entwicklung neuer Sorptionstheorien zeigt, dass für die Beschreibung der Hysterese die Differenz $\varphi_{Ad} - \varphi_{De}$ geeigneter als der Quotient u_{Ad}/u_{De} ist. Eine Überprüfung anhand der bisher vorliegenden Daten muss zu einem späteren Zeitpunkt erfolgen.

Zusammenfassend ergibt sich, dass primär die rel. Luftfeuchte, zusätzlich aber auch die Temperatur und die Holzart die Holz-Ausgleichsfeuchte bestimmt. Der Unterschied zwischen Adsorption und Desorption im Bereich $\varphi < 50$ % ist besonders bei höheren Temperaturen zu vernachlässigen. Nach KÜHNE, WAGNER (1960, S. 32) „zwingt die ausgeprägte Hysterese bei 20 °C zur Berücksichtigung des Auf- bzw. des Absteigens der Feuchtigkeit" . Sie stellten maximale Unterschiede zwischen De- und Adsorption von 2 bis 3 % fest. Erfolgt die Entfeuchtung des Holzes zum ersten Mal, so weichen die Holz-Ausgleichsfeuchten über $\varphi > 75$ % deutlich von den sonst festgestellten Desorptionskurven ab. Ungeklärt ist, inwieweit sich auch das Schwindverhalten hierdurch ändert. Verteilt sich die absolute Schwindung β, berechnet aus der Längenänderung von „green" nach darrtrocken, über einen größeren Holzfeuchtebereich, so ergäbe sich ein früherer Schwindungsbeginn mit einer kleineren differentiellen Schwindung und der Tendenz zu geringeren Trocknungsspannungen. Es ist auch denkbar, dass die Schwindung

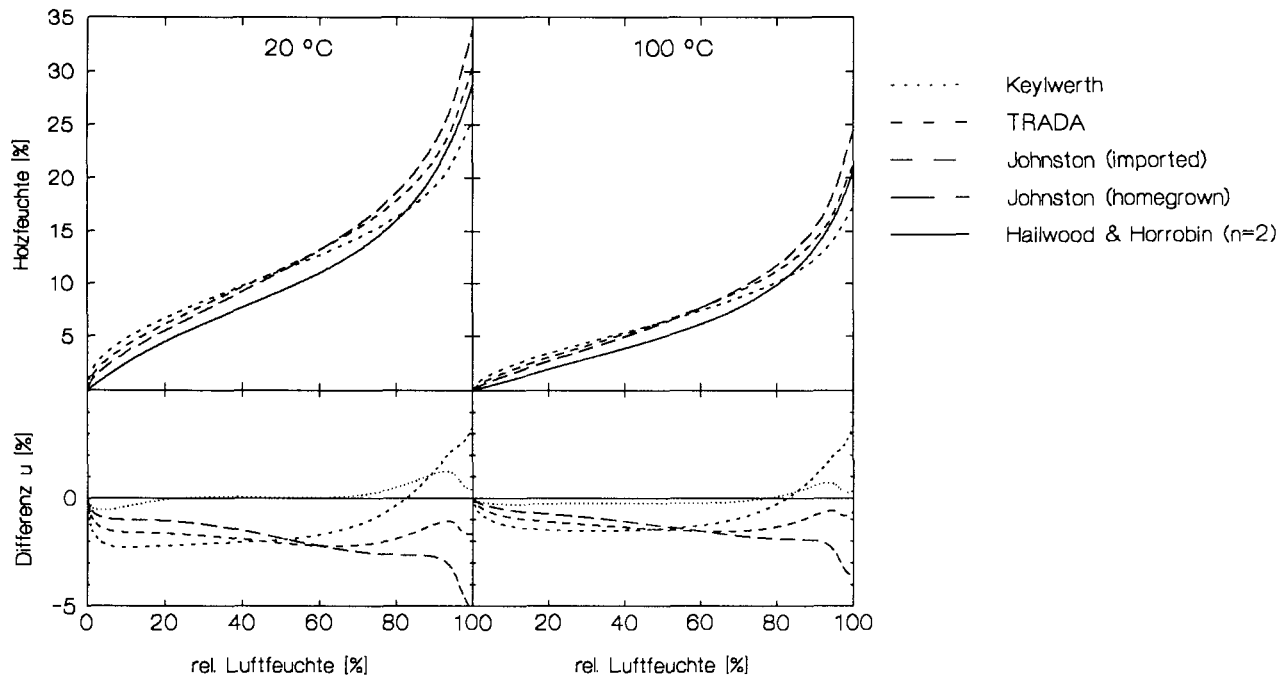


Abb. 5.17 Unterschiede in den Sorptionseigenschaften innerhalb einer Holzart am Beispiel Fichte (*Picea sitchensis*). Berechnete Sorptionsisothermen nach Ergebnissen von KEYLWERTH (1969), TRADA (1962) und JOHNSTON, WAYNANDS (1958) mit Gl. 5.51

bei der ersten Trocknung statt bei $\varphi = 100$ % erst bei φ^*, also zu einem späteren Zeitpunkt, einsetzt. Die Längenänderung pro % rel. Luftfeuchte würde hierdurch steigen, so dass die Trocknungsführung im ersten Trocknungsabschnitt höhere rel. Luftfeuchten erfordert. Die Beantwortung dieser Frage muss ebenfalls weiteren Untersuchungen vorbehalten bleiben.

Genauso unbeantwortet ist die Frage der Streuung der Holz-Ausgleichsfeuchte innerhalb einer Holzart. Hiervon hängt es ab, ob die Berücksichtigung der Holzart auf die Holz-Ausgleichsfeuchte sinnvoll ist, oder ob die Schwankungen so groß sind, dass die Beschreibung der Sorptionseigenschaften von Holz wie bisher mit einem einheitlichen Modell durchgeführt werden sollte. Beispielhaft sind in Abb. 5.17 die Ergebnisse für *Fichte* bei 20 °C und 100 °C aus den Veröffentlichungen von KEYLWERTH (1969), TRADA (1962) und JOHNSTON, WYNANDS (1958) einander gegenübergestellt. Die Berechnung der Kurven erfolgte mit Gl. 5.51. Im Vergleich zum Modell HAILWOOD-HORROBIN (n=2) ergeben sich die ebenfalls eingezeichneten Differenzen von durchschnittlich 2 % bis 3 % bei $\vartheta = 20$ °C bzw. 1 % bis 2 % bei $\vartheta = 100$ °C. Da die jeweiligen Angaben zur Sorption schon Mittelwerte der untersuchten *Fichte* darstellen, ist zu vermuten, dass die Streuung innerhalb einer Holzart noch größer ist. Die Untersuchungen von BECKER, KOMMERT (1989) an *Picea abies* und *Quercus robur* im Bereich von 4.6 % bis 100 % rel. Luftfeuchte zeigen, dass mit zunehmender Holzfeuchte die Streuung zwischen den jeweils 100 Proben zunahm. Als mittlere Variationskoeffizient wurde für beide Holzarten ein Wert von ca. 4 % bis 6 % ermittelt.

5.5 Bindungsenthalpie

Die Bindungsenthalpie h_B beschreibt die Wärmemenge, die notwendig ist, das an die Zellwand gebundene Wasser abzuspalten. Zusammen mit der Verdampfungsenthalpie h_V bildet sie die Sorptionsenthalpie h_{VB}, die bei der thermischen Entfeuchtung von Holz aufzubringen ist. Im Trocknungsmodell wird sie zur Beschreibung des Wärmestroms (Gl. 4.6) und zur Berechnung des Energieverbrauchs (Gl. 4.62) benötigt.

Die Bindungsenergie zwischen Wasser und Holz ist Ausdruck der geringeren Beweglichkeit der Wassermolekühle im gebundenen Zustand. Bei der Anlagerung von Wasser an die Zellwand wird die Energie in Form von Wärme freigesetzt. Bei der Entfeuchtung von Wasser aus der Zellwand ist ein entsprechend großer Energiebetrag aufzuwenden. Erste Messungen zur Quellungswärme führte VOLBEHR (1896) an *Fichte* durch. Subtrahiert man von der maximalen Quellungswärme bei Fasersättigung den Betrag der Quellungswärme für $u < u_{FS}$, so ergibt sich die integrale (mittlere) Bindungsenthalpie H_B für eine gesuchte Holzfeuchte bei der Entfeuchtung (Gl. 5.67), die KOLLMANN (1935) aus den Werten von VOLBEHR ableitete. Nach dieser Gleichung beträgt die bei der Trocknung von Fasersättigung ($u = 0.3$ kg/kg) auf $u = 0$ kg/kg zusätzlich zur Verdampfungswärme aufzubringende Wärmemenge 74.68 kJ je kg trockenes Holz. SKAAR (1972, S. 132) veröffentlichte die Gleichung 5.69 für die integrale Bindungsenthalpie, die ebenfalls auf den Messwerten von VOLBEHR (1896) beruht. RESSEL (1986, S. 80) stellt erwartungsgemäß eine gute Übereinstimmung dieser beiden Ansätze fest. Nach dieser Gleichung beträgt die maximale integrale Bindungsenthalpie für die Trocknung auf $u = 0$ % 71.68 kJ/kg.

Differenziert man die Gleichungen 5.67 und Gl. 5.69 nach der Holzfeuchte, so ergeben sich die Gleichungen 5.66 und Gl. 5.68. Diese Funktionen beschreiben die differentielle Bindungsenthalpie h_B für Holzfeuchten zwischen 0 % und Fasersättigung. Sie stellt die Wärmemenge bezogen auf 1 kg Wasser dar, die ausgehend vom jeweiligen Feuchtegehalt bei Zugabe einer beliebig kleinen Wassermenge entsteht.

Nach KAYIHAN und STANISH (1983) kann die differentielle Bindungsenthalpie nach Gl. 5.70 berechnet werden. Ausgehend von Fasersättigung steigt die diff. Bindungsenthalpie bei $u = 0$ % von 0 kJ/kg linear auf 40 % der Verdampfungsenthalpie h_v an, die nach Gl. 5.72 berechnet wird. Damit entspricht Gl. 5.72 den Messwerten zur differentiellen Bindungsenthalpie von WEICHERT (1963, S. 57). Er stellte bei seinen Untersuchungen an *Fichte* für $u = 0$ % ebenfalls ein Verhältnis von $h_{VB}/h_{V,\vartheta = 62.5\,°C} = 1.4$ fest. Bei $u = 20$ % betrug es nur noch 1.03. Über diesem Feuchtegehalt war der Einfluss der Bindungskräfte auf die Sorptionsenthalpie nur noch sehr gering und nähert sich schnell der reinen Verdampfungsenthalpie. Die Angaben von WEICHERT (1963, S. 52 ff) zur differentiellen Sorptionswärme wurden aus den von ihm experimentell ermittelten Sorptionsisothermen bei 25, 50, 75 und 100 °C abgeleitet.

Neben der experimentellen Bestimmung der Quellungswärme mittels Kalorimeter zur Herleitung der integralen Bindungsenthalpie H_B, die anschließend nach u zu differenzieren ist, stellt die Auswertung der Sorptionsisothermen eine weitere Möglichkeit dar, Angaben zur differentiellen Bindungsenthalphie h_B zu erhalten (vgl. WEICHERT, 1963, S. 60 ff).

Die Auswertung der Sorptionsisothermen mittels der CLAUSIUS-CLAPERONschen Gleichung nahmen schon LOUGBOROUGH, STAMM (1935) vor. Trägt man für konstante Holzfeuchten die Werte $\ln(\varphi)$ über dem Kehrwert der absoluten Temperatur auf, so ergibt sich, für den Fall,

Übersicht 5.7 Berechnungsansätze für die Bindungsenthalpie von Wasser in Holz

Bindungsenthalpie		
differentielle [kJ/kg Wasser]	integrale [kJ/kg trock. Holz]	
$h_B(u) = \frac{d\,H_B(u)}{d\,u}$	$H_B(u) = \int_{u_{FS}}^{0} h_B(u)\,d\,u$	
$= \frac{4.1868 \cdot 22 \cdot 0.07}{(0.07 + u)^2}$	$= 74.68 - \frac{4.1868 \cdot 22 \cdot u}{0.07 + u}$	5.66 | 5.67 Kollmann (1935)
$= 10^{(1.2335 - 5.408\,u)} \cdot 4.1868 \cdot \cdot 5.408 \cdot \ln(10)$	$= 4.1868 \cdot 10^{(1.2335 - 5.408\,u)}$	5.68 | 5.69 Skaar (1972)
$= h_V\,(0.4 \left(1 - \frac{u}{0.3}\right))$	$= \frac{h_V\,(0.4 \left(1 - \frac{u}{0.3}\right))}{2} (0.3 - u)$	Kayihan, Stanish (1983) 5.70 | 5.71
$h_V = 267\,(374 - \vartheta)^{0.38}$		5.72
$h_V = h_{V,0} - (c_W - c_{p,D})\,\vartheta$		5.73 Krischer (1978)
$= - R_D \left[\frac{d\,(\ln(\frac{p_{DT}}{p_{DS}}))}{d\left(\frac{1}{T}\right)}\right]_{u = konst.}$	$= - R_D \left[\frac{d\,(\ln \varphi)}{d\left(\frac{1}{T}\right)}\right]_{u = konst.}$	5.74
$\approx R_D \left[\frac{T_1\,T_2}{T_1 - T_2} \ln(\frac{p_{DT,1}}{p_{DS,1}}) - \ln(\frac{p_{DT,2}}{p_{DS,2}})\right]_{u = konst.}$	$\approx - R_D \left[\frac{\ln \varphi_1 - \ln \varphi_2}{\frac{1}{T_1} - \frac{1}{T_2}}\right]_{u = konst.}$	5.75
	$\approx R_D \left[\frac{T_1\,T_2}{T_1 - T_2} \ln(\frac{\varphi_1}{\varphi_2})\right]_{u = konst.}$	

mit	u	Holzfeuchte	[kg/kg]	p_{DS} Sättigungsdampfdruck von Wasser	[Pa]
	ϑ	Temperatur	[°C]	p_{DT} Dampfteildruck	[Pa]
	$c_{p,D}$	spez. Wärme Dampf (≈ 1.842)	[kJ/(kg K)]	φ rel. Luftfeuchte	[–]
	c_W	spez. Wärme Wasser (≈ 4.187)	[kJ/(kg K)]	T absolute Temperatur	[K]
	h_V	Verdampfungsenthalpie Wasser bei ϑ = 0 °C: $h_{V,0}$ = 2500 kJ/kg	[kJ/kg]	R_D spez. Gaskonstante Wasserdampf (= 0.46125 [kJ/(kg K)])	[kJ/(kg K)]

dass die Bindungsenthalpie temperaturunabhängig ist, eine Gerade. Gilt diese Voraussetzung, so kann man die Steigung dieser Geraden auch durch zwei Punkte bestimmen. Es werden mindestens zwei Sorptionsisothermen mit den Temperaturen T_1 und T_2 benötigt, mit denen zwei rel. Luftfeuchtewerte bestimmen werden, die zu einer gleichen Holz-Ausgleichsfeuchte führen. Die Berechnung der differentiellen Bindungsenthalpie kann dann mit Gl. 5.75 erfolgen.

Für einen Vergleich zwischen den unterschiedlichen Ansätzen zur differentiellen und integralen Bindungsenthalpie werden die Sorptionsansätze von KOLLMANN (1962, 1963 Gl. 5.35), HAILWOOD-HORROBIN (1946 Gl. 5.32) und HART (1981 Gl. 5.51) verwendet. Die Gleichung von KOLLMANN bezieht sich auf die Holzart *Fichte* und stellt die von WEICHERT (1963) experimentell bestimmten Werte als Funktion für die Temperaturen 25, 50, 75 und 100 °C dar. Dem Ansatz von Hailwood-Horrobin liegen die Koeffizienten von SIMPSON (1971, 1973) zugrunde. Sie ergaben sich durch die Auswertung der Angaben zur Holz-Ausgleichsfeuchte von *Fichte* im Wood-Handbook (Agriculture Handbook No. 72 – U.S. Forest Products Laboratory, *Madison 1955*). Der Ansatz von HART wird für die Holzarten *Fichte*, *Afzelia sp.* und *Aextoxicon punctatum* (vgl. Kap. 5.4) verwendet, um den Einfluss extremer Sorptionsisothermen auf die berechneten Bindungsenthalpien zu untersuchen.

Die Sorptionsisothermen der unterschiedlichen Ansätze sind für $\vartheta = 25$ °C, 50 °C, 75 °C und 100 °C in Abb. 5.18 bis zu einer rel. Luftfeuchte von 10 % dargestellt. Die gestrichelten Kurven geben den Verlauf bei 0 °C wieder, die für die Sorptionsmodelle von HAILWOOD-HORROBIN

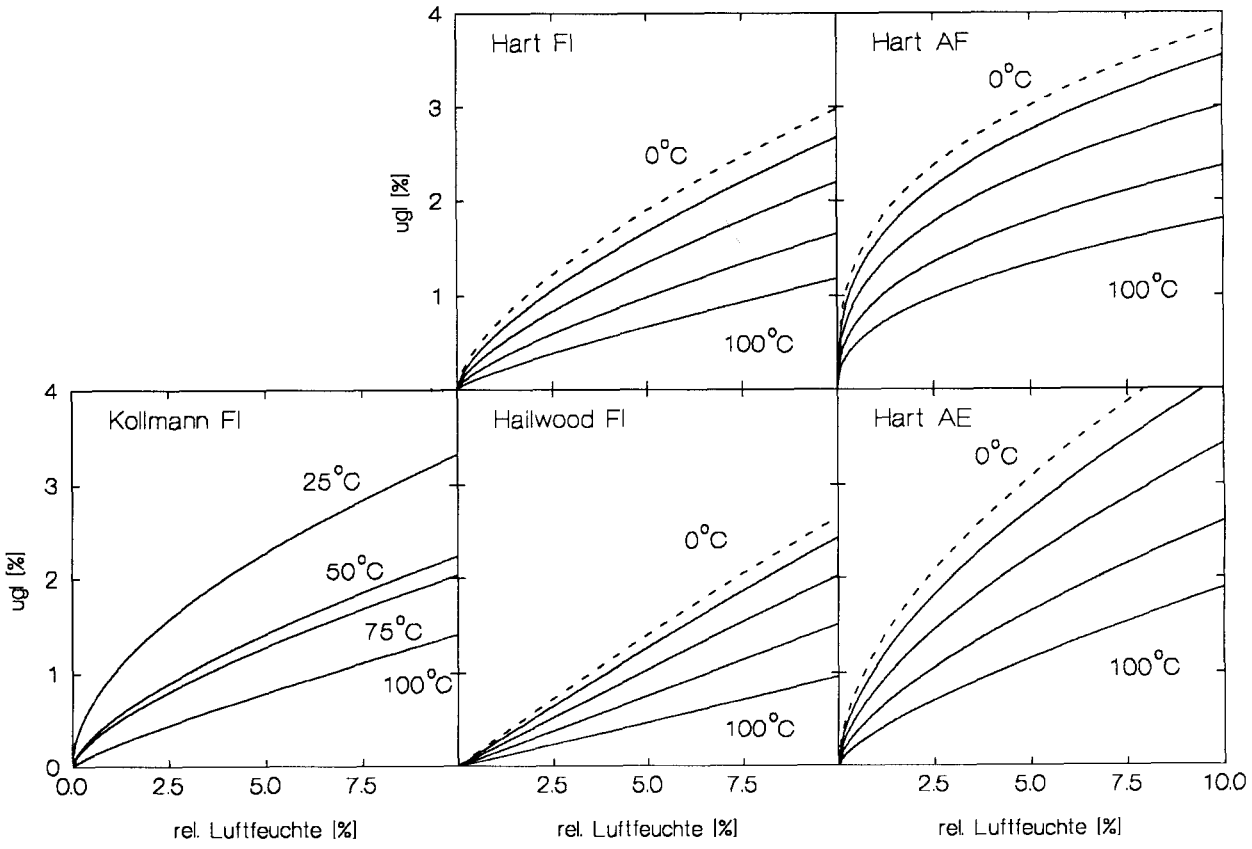


Abb. 5.18 Sorptionsisothermen von *Fichte* (Fl), *Afzelia sp.* (AF) und *Aextoxicon punctatum* (AE) im Bereich von 0 % bis 10 % rel. Luftfeuchte für Temperaturen 25 °C, 50 °C, 75 °C und 100 °C berechnet nach Ansätzen von KOLLMANN (Gl. 5.35), HAILWOOD-HORROBIN (Gl. 5.32), HART (Gl. 5.51)

und HART zusätzlich berechnet wurden. Für die Holzart *Fichte* zeigt der Ansatz von KOLLMANN im Vergleich zu HART und HAILWOOD-HORROBIN die höchsten Ausgleichsfeuchten. Der Unterschied zwischen den Temperaturstufen ist bei KOLLMANN nicht einheitlich, da die Abnahme der Holz-Ausgleichsfeuchte von 50 °C auf 75 °C nur ca. 1/5 der Änderung entspricht, die durch eine Temperaturerhöhung von 25 °C auf 50 °C vorhergesagt wird. Im Bereich 25 °C bis 50 °C ist der Temperatureinfluss am größten. Zwischen 50 °C und 75 °C nimmt er stark ab um von 75 °C auf 100 °C wieder deutlich zuzunehmen (vgl. WEICHERT 1963, S. 33). Bei HAILWOOD und HART ist die Abnahme der Holz-Ausgleichsfeuchten zwischen den Temperaturstufen 25 °C und 100 °C nahezu einheitlich, wogegen der Abstand zwischen der Sorptionsisothermen bei 0 °C und 25 °C deutlich niedriger ausfällt. Bis auf HAILWOOD-HORROBIN weisen alle Ansätze den typischen nach oben konvexen Kurvenverlauf im unteren rel. Luftfeuchtebereich auf, der dann bei hoher rel. Luftfeuchte infolge der Kapillarkondensation nach oben konkav gekrümmt ist (in Abb. 5.18 nicht dargestellt). Aus beiden ergibt sich der für Holz typisch s-förmige Verlauf der Sorptionsisotherme. Die hohe Zunahme der Ausgleichsfeuchte bei geringer rel. Luftfeuchte, die im weiteren Verlauf abnimmt, ist besonders bei niedrigen Temperaturen zu beobachten. Mit zunehmender Temperatur verlaufen die Kurven flacher und können durch Geraden beschrieben werden. Lediglich bei *Afzelia* ist auch bei 100 °C mit dem Ansatz von HART eine ausgeprägte Krümmung festzustellen.

Abb. 5.19 zeigt Linien konstanter Holzfeuchte von 1, 2, 4 und 8 % für die entsprechenden Sorptionsansätze, indem der Wert ln(φ) in Abhängigkeit von 1/T berechnet wurde. Für KOLLMANN

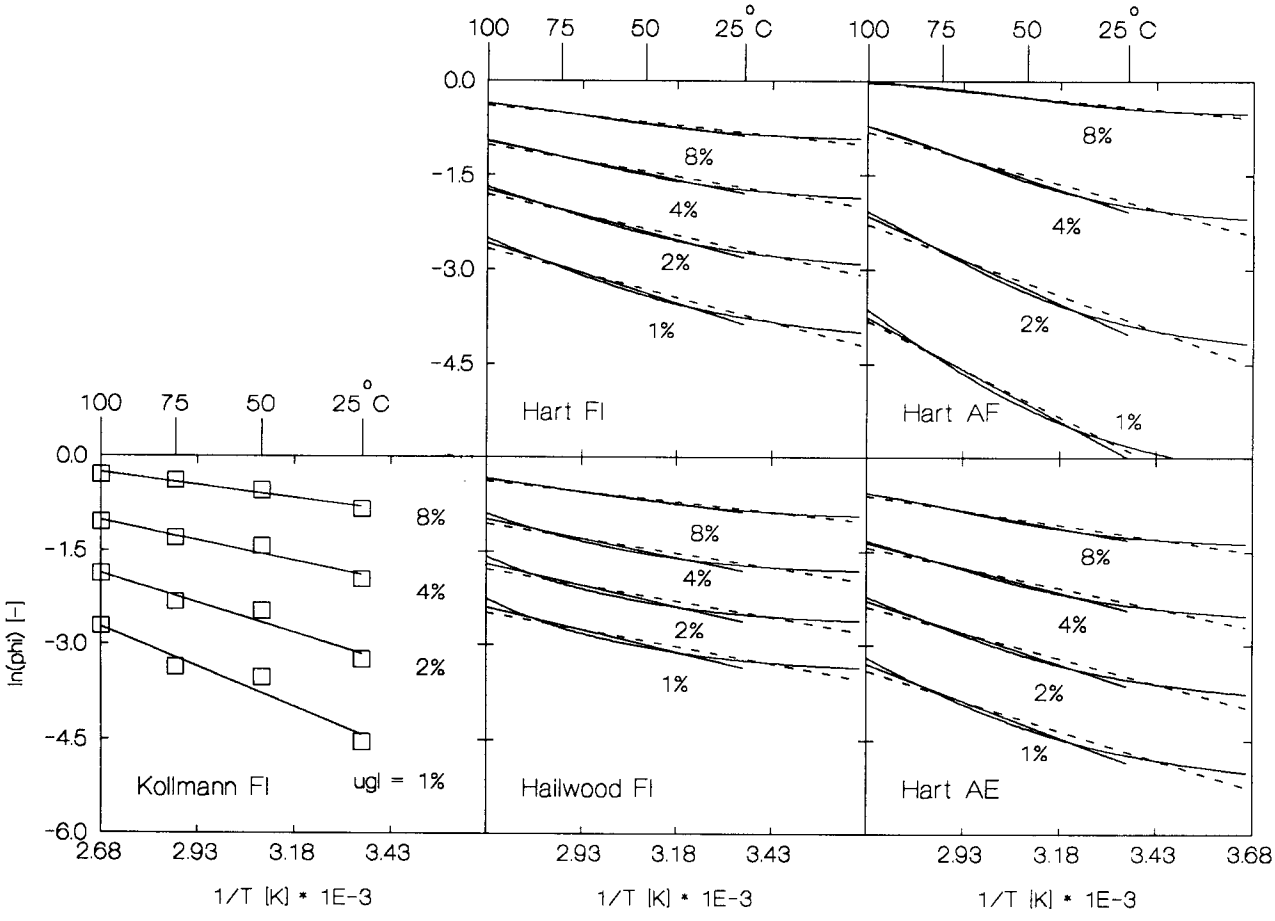


Abb. 5.19 Zur Bestimmung der differentielle Bindungswärme aus den Sorptionsisothermen (Erläuterungen im Text)

standen je Holzfeuchte nur 4 Temperaturen zur Verfügung. Entgegen den Berechnungen von WEICHERT (1963, S. 55) liegen die Werte bei niedrigen Holzfeuchten nicht auf einer Geraden, so dass zwischen den von WEICHERT gemessenen und nach KOLLMANN berechneten Holz-Ausgleichsfeuchten Unterschiede bestehen. Ein direkter Vergleich ist nicht möglich, da die Ergebnisse der Sorptionsversuche nur als Grafik vorliegen. Bei den Ansätzen von HAILWOOD-HORROBIN und HART verlaufen die Kurven konstanter Holzfeuchten leicht gekrümmt. Sie wurden zusätzlich durch Geraden angenähert. Die durchgezogenen Regressionsgeraden wurden im Temperaturintervall von 25 °C bis 100 °C berechnet, um eine Vergleichbarkeit mit dem Ansatz von KOLLMANN zu ermöglichen. Berücksichtigt man den gesamten Temperaturbereich zwischen 0 °C und 100 °C, ergibt sich die gestrichelte Gerade, die etwas flacher verläuft.

Aus diesen Angaben lässt sich nun nach Gl. 5.74 die differentielle Bindungsenthalpie berechnen (vgl. KRISCHER, 1978, S. 65). Für jede Holzfeuchte zwischen Fasersättigung und u = 0 % wurde die Steigung der Geraden bestimmt und mit der spez. Gaskonstanten R_D multipliziert. Die so berechnete diff. Bindungsenthalpie h_B wurde anschließend abschnittsweise ausgehend von Fasersättigung numerisch integriert. Die Kurven für h_B und H_B sind in Abb. 5.20 wiedergegeben. Eine Tabelle mit Einzelwerten der unterschiedlichen Ansätze ist zur besseren Vergleichbarkeit in Anhang 4 aufgenommen.

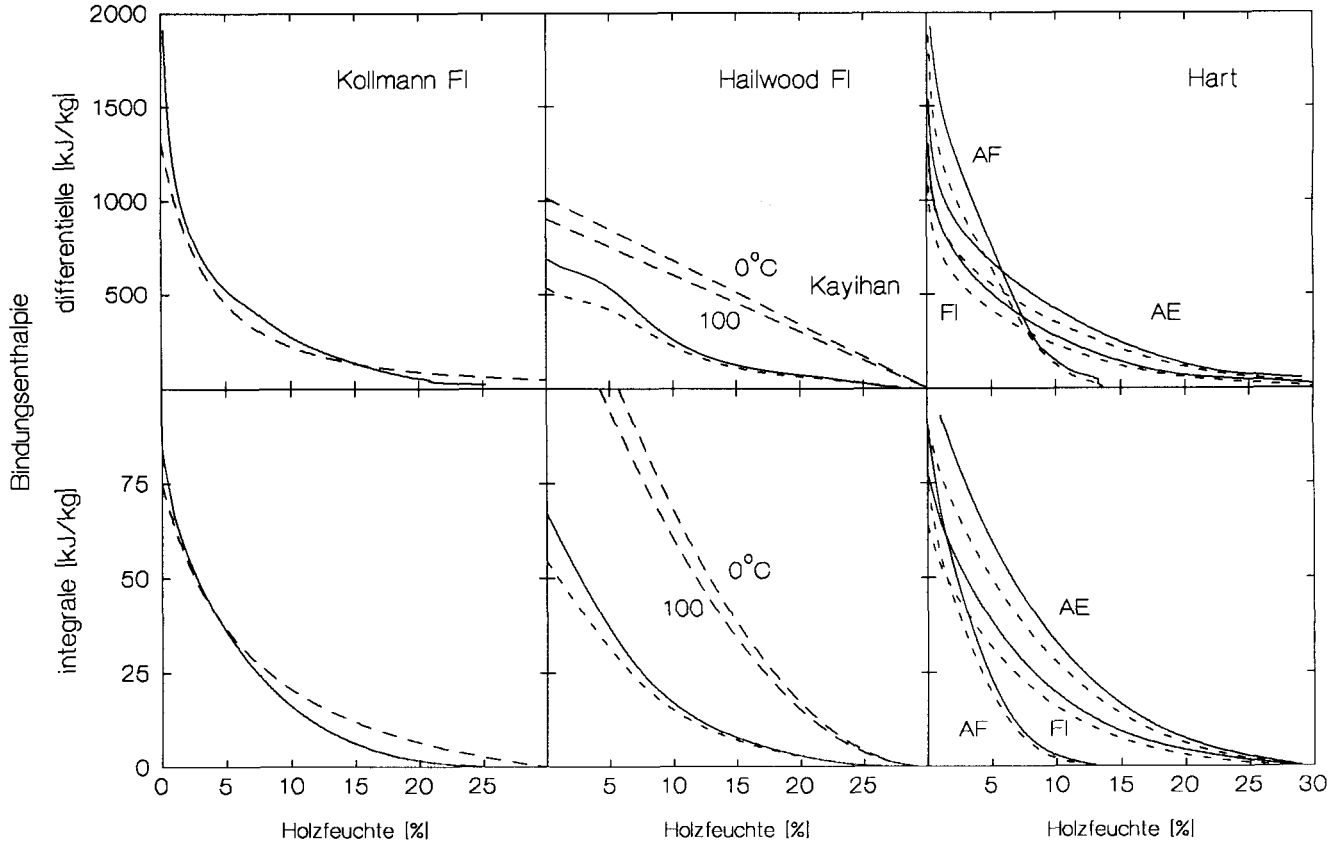


Abb. 5.20 Differentielle Bindungsenthalpie [kJ/kg_{Wasser}] und integrale Bindungsenthalpie [kJ/$kg_{trock.Holz}$] in Abhängigkeit der Holzfeuchte berechnet mit den Formeln aus der Übersicht 5.7 (Erläuterungen im Text)

Die nach dem Sorptionsansatz von KOLLMANN berechneten Werte (Abb. 5.20 links oben, durchgezogene Linie) und die differentielle Bindungsenthalpie nach Gl. 5.66 (gestrichelte Linie - Messwerte von VOLBEHR) weisen eine sehr gute Übereinstimmung auf. Mit abnehmender Holzfeuchte steigt die Bindungsenthalphie stark an. Für u = 1 % wird nach Gl. 5.66 ein Wert für *Fichte* von 1007.45 kJ/kg berechnet, der sehr gut mit dem von WEICHERT angegebenen Wert von 949.57 kJ/kg übereinstimmt. Mit 1162.05 kJ/kg liegt der aus dem Sorptionsansatz von KOLLMANN abgeleitete Wert in vergleichbarer Größenordnung. Bei einer Holzfeuchte von u = 20 % verringert sich die diff. Bindungsenthalpie auf ca. 5 – 8 % dieses Wertes. Die Übereinstimmung der integralen Bindungsenthalpie dieser beiden Ansätze (Abb. 5.20, links unten) ist bis zu einer Holzfeuchte von u = 10 % gut. Für u > 10 % ergeben die Messungen von VOLBEHR höhere integrale Bindungsenthalpien, die bis um 10 % abweichen. Nach VOLBEHR ist der Anstieg der integralen Bindungsenthalpie mit abnehmender Holzfeuchte ausgehend von Fasersättigung etwas geringer als nach dem Sorptionsansatz von KOLLMANN. Ein Einfluss der Bindungskräfte war nach VOLBEHR auch für u ≥ 20 % noch messbar.

Die Ergebnisse der Berechnungen für den Sorptionsansatz nach HAILWOOD-HORROBIN (1946) und der Gleichung 5.70 sind in Abb. 5.20 (mittlere Spalte) zusammen dargestellt. Die gestrichelten, mit 0 °C bzw. 100 °C beschriften Kurven, stellen die differentielle bzw. integrale Bindungsenthalpie nach KAYIHAN, STANISH (1984) dar. Nach diesem Ansatz ist die Bindungsenthalphie, da sie als Anteil der Verdampfungsenthalpie ausgedrückt wird, temperaturabhängig. Sie nimmt nach Gl. 5.72 zwischen 0 °C und 100 °C von h_V = 2536 kJ/kg auf 2253 kJ/kg um ca. 12 % ab. Aufgrund des linearen Verlaufes der diff. Bindungsenthalpie ergibt die Integration von Gl. 5.70 eine Kurve für die integrale Bindungsenthalpie, die steil nach oben verläuft und 100 % bis 200 % über den experimentellen Werten von VOLBEHR liegt.

Die differentielle Bindungsenthalpie berechnet nach dem Sorptionsansatz von HAILWOOD-HORROBIN (Abb. 5.20, Bildmitte, durchgezogene Linie: Herleitung von h_B im Temperaturbereich 25 °C – 100 °C) weist bis zu einer Holzfeuchte von u = 4 % eine gute Übereinstimmung mit dem Ansatz von KOLLMANN auf. Bei niedrigeren Holzfeuchten flacht jedoch die Kurve ab und erreicht bei u = 1 % nur einen Wert h_B = 651.4 kJ/kg. Damit verläuft sie genau so, wie es von der Theorie gefordert wird (vgl. KRISCHER 1978, S. 67). Im Zustand, bei dem die innere Oberfläche mit einer monomolekularen Schicht von Wassermolekühlen bedeckt ist (u_{Mono}), weist nach KRISCHER die Kurve der differentiellen Bindungsenthalpie einen Wendepunkt auf. Mit abnehmender Holzfeuchte $u < u_{Mono}$, wo die Wassermoleküle nicht mehr gleichmäßig auf der Oberfläche verteilt sind, flacht die Kurve der differentiellen Bindungsenthalpie entsprechend der Gleichung $h_B = R_D T \ln(c\, u_{Mono}(1 - u/u_{Mono})$ ab. Bei den hier durchgeführten Berechnungen der differentiellen Bindungsenthalpie aus den Sorptionsisothermen wurde diese Abweichung nicht berücksichtigt, sondern auch für kleine Holzfeuchtewerte die Formel Gl. 5.74 angewandt. Die so berechneten Werte sind somit möglicherweise für Holzfeuchten u < 3 % zu hoch. Das die Auswertung des Sorptionsansatzes von HAILWOOD-HORROBIN dennoch in der zuvor beschriebenen Weise für die diff. Bindungsenthalpie den prinzipiell richtigen Kurvenverlauf ergibt, hängt mit der Beschreibung der Sorptionsisothermen für rel. Luftfeuchten φ unter 10 % zusammen (Abb. 5.18). Sie entsprechen nicht der LANGMUIR-Isothermen, die eine Proportionalität zwischen Gesamtanzahl der Adsorptionszentren an der Oberfläche, belegten Plätzen und dem Dampfdruck beschreibt und von der Vorstellung ausgeht, dass Moleküle bis zur gleichmäßigen Bedeckung der Oberfläche nur in einer monomolekularen Schicht angelagert werden können.

In Abb. 5.20 ist zusätzlich eine gepunktete Kurve eingezeichnet, die die Bindungsenthalpie mit dem Sorptionsansatz von HAILWOOD-HORROBIN beschreibt, wenn für die Herleitung der gesamte Temperaturbereich von 0 °C bis 100 °C berücksichtigt wird. Wie schon in Abb. 5.19 zu

sehen, verlaufen die Geraden, die ln(φ) in Abhängigkeit von 1/T beschreiben, flacher, so dass auch die daraus berechneten diff. Bindungsenthalpien h_B in Abhängigkeit der Holzfeuchte unterhalb u = 10 % deutlich niedriger ausfallen. Die integrale Bindungsenthalpie steigt in diesem Bereich annähernd linear an. Im Vergleich zu den Messwerten von VOLBEHR sind die Werte nur bis zu 4 kJ/kg größer und stimmen sehr gut mit dem Sorptionsansatz von KOLLMANN im Temperaturbereich 25 °C – 100 °C überein. Wird der gesamte Temperaturbereich berücksichtigt, wachsen die Abweichungen zwischen HAILWOOD-HORROBIN und den Messwerten von VOLBEHR bei niedrigen Holzfeuchten auf ca. 30 % an. Bei u = 1 % wird statt H_B = 63.2 kJ/kg (Gl. 5.67) eine integrale Bindungsenthalpie nach HAILWOOD-HORROBIN von 49.4 kJ/kg bestimmt.

Wie schon beim Ansatz von HAILWOOD-HORROBIN wird bei der Berechnung nach dem Sorptionsansatz von HART ebenfalls zwischen dem Temperaturbereich 25 °C – 100 °C (durchgezogene Linie) und 0 °C –100 °C (gestrichelte Linie) für die Holzarten *Fichte (FI)*, *Afzelia sp. (AF)* und *Aextoxicon punctatum (AE)* unterschieden. Die Berücksichtigung des gesamten Temperaturbereiches führt zu durchschnittlich ca. 20 % niedrigeren Werten der differentiellen und integralen Bindungsenthalpie der jeweiligen Holzart. Für *Fichte* ergeben sich nach HART Werte für h_B, die für Holzfeuchten u < 10 % zwischen denen von HAILWOOD-HORROBIN und KOLLMANN und für u > 10 % über den Werten von KOLLMANN liegen.

Bei *Afzelia sp.* ist der Kurvenverlauf erwartungsgemäß durch die niedrige Fasersättigungsfeuchte mit ca. 16 % beeinflusst. Mit abnehmender Holzfeuchte steigt die berechnete diff. Bindungsenthalpie stärker als bei den anderen Holzarten an, so dass sich ab u = 5 % die höchsten h_B-Werte ergeben. Mit h_B = 1528 kJ/kg liegt die diff. Bindungsenthalpie bei u = 1 % um ca. 50 % über den Fichtewerten. Die integrale Bindungsenthalpie H_B erreicht bei u = 1 % die Werte von *Fichte* und nimmt bis u = 12 % auf Null ab. Für *Aextoxicon punctatum* liegt die differentielle Binungsenthalpie über der von *Fichte*, wobei sich deutliche Unterschiede nur im mittleren Holzfeuchtebereich zwischen u = 6 % und 20 % ergeben. Die integrale Bindungsenthalpie von Aex*toxicon punctatum* weist im gesamten Feuchtebereich die höchsten Werte auf. Die Messwerte von VOLBEHR werden mit abnehmender Holzfeuchte um bis zu 30 % übertroffen.

Die aus den Sorptionsansätzen von KOLLMANN, HAILWOOD-HORROBIN und HART abgeleiteten integralen Bindungsenthalpien H_B, die auf Sorptionsisothermen von *Fichte* beruhen, weisen nur geringe Unterschiede auf und bestätigen somit die Experimente von VOLBEHR. Der Ansatz von HAILWOOD-HORROBIN führt bei *Fichte* zu deutlich geringeren diff. Bindungsenthalpien für Holzfeuchten u < 4 %. Ansonsten weisen auch die für *Fichte* nach verschiedenen Sorptionsmodellen berechneten h_B-Werte eine gute Übereinstimmung auf. Die Herleitung aus der integralen Bindungsenthalpie führt im Wesentlichen zu gleichen Ergebnissen, so dass mit Gl. 5.66 eine einfache Formel für die Berechnung von h_B für *Fichte* zur Verfügung steht. Der Ansatz von KAYIHAN, STANISH (Gl. 5.70) kann den Verlauf der diff. Bindungsenthalpie in Abhängigkeit der Holzfeuchte nur tendenziell wiedergeben. Für die Berechnung der integralen Bindungsenthalpie ist er nicht geeignet.

Für Holzarten mit von *Fichte* abweichenden Sorptionseigenschaften ergeben sich auch deutliche Unterschiede in den Bindungsenthalpien. Hierbei wird unterstellt, dass mit dem Modell von HART eine qualitativ richtige Beschreibung der Sorptionseigenschaften vorgenommen werden kann. Für die Holzart *Fichte* konnte die Eignung dieses Sorptionsmodells nachgewiesen werden. Trotz der prinzipiellen Möglichkeit der Berechnung der Bindungsenthalpie aus den Sorptionsisothermen, ist ein Einfluss der Temperatur bei allen hier angewendeten Sorptionsmodelle auf die Bindungsenthalpie festzustellen, der besonders bei niedrigen Holzfeuchten sichtbar wird.

Ob die hier verwendeten Sorptionsmodelle zutreffen und ein Einfluss der Temperatur auf die Bindungsenthalpie besteht oder die Theorie zur Herleitung von h_B gültig ist und eine Anpassung der Sorptionsmodelle erfordert, kann nur durch weitere Sorptionsuntersuchungen geklärt werden.

5.6 Temperaturleitfähigkeit, Wärmeleitfähigkeit, spezifische Wärme

Die Berechnung der instationären Temperaturverteilung im Holz während der Trocknung mit der FOURIERschen Differentialgleichung Gl. 4.2 benötigt die **Temperaturleitfähigkeit** a [m^2/s] von Holz, die angibt, wie schnell sich eine Temperaturdifferenz ausgleicht. Sie wird heute auch als Temperatur-Leitwert bezeichnet und entspricht formal dem Diffusionskoeffizienten, der als Proportionalitätsfaktor den Feuchteausgleich als Folge einer Feuchtedifferenz beschreibt.

$$a_\perp = \frac{\lambda_\perp}{c_{fH}\, r_u} \qquad [m^2/s] \qquad (5.76)$$

mit	$\lambda_\perp$	Wärmeleitfähigkeit quer zur Faser	[W/(m K)]
	c_{fH}	spez. Wärme feuchtes Holz	[J/(kg K)]
	r_u	Rohdichte bei Holzfeuchte u	[kg/m³]

Der Zusammenhang zwischen Rohdichte r_0 und Holzfeuchte ist in Kap. 5.1 angegeben. Die **spezifische Wärme** von Holz, die auch bei der Berechnung des Energiebedarf bei der Trocknung benötigt wird (s. Gl. 4.58), lässt sich aus der spezifischen Wärme trockenen Holzes und der spezifischen Wärme des Wassers berechnen. Sie beschreibt die Wärmemenge, die einem Kilogramm feuchten Holzes zur Temperaturerhöhung von einem Grad zugeführt werden muss. Gl. 5.77 zeigt die auch von KOLLMANN (1951, S. 520) angewandte einfache Mischungsregel. In der Regel wird für Wasser vereinfachend ein konstanter Wert für $c_W = 4.1868$ kJ/(kg K) einge-

Übersicht 5.8 Spezifische Wärme von Holz in Abhängigkeit der Temperatur und Holzfeuchte

$$c_{p,fH} = \frac{c_{tH} + u\, c_W}{1 + u}$$ feuchtes Holz [kJ/(kg K)] — 5.77 Kollmann (1951)

$c_{p,tH} = 1.114 + 0.00486\,\vartheta$ trockenes Holz — Dunlap (1912)

$c_W \approx 4.1868$ Wasser

$c_{p,tH} = 1.3565$ — 5.78 Siau (1971)

$c_{p,tH} = a + b\,\vartheta$ — 5.79 Skaar (1972)

a	b	ϑ-Bereich	Holzart	Autor
1.114	0.00486	0 .. 112 °C	serveral species	Dunlap (1912)
1.084	0.00502		*European spruce*	Volbehr (1886)
1.118	0.00494	− 60 ... 80 °C	*European spruce*	Kühlmann (1962)
1.110	0.00435	+ 60 .. 140 °C	*Spruce pine*	Koch (1969)
1.135	0.00398	+ 60 .. 140 °C	*Loblolly Pine*	McMillen (1969)
1.172	0.00419	+ 30 ... 60 °C	*European beech*	Haermon and Burcham (1956)

mit c spez. Wärmekapazität [kJ/(kg K)]
Index: fH feuchtes Holz, tH trockenes Holz, W Wasser
u Holzfeuchte [kg/kg]
ϑ Temperatur [°C]

setzt. Eine Regressionsgleichung, die den Einfluss der Temperatur auf c_W beschreibt, ist in Anhang 1 (Tab. A.1.1) wiedergegeben. Für trockenes Holz bestimmte DUNLAP (1912) eine einfache Geradengleichung, die im Bereich zwischen 0 °C und 100 °C für $c_{p,tH}$ die Werte 1.114 bzw. 1.6 kJ/(kg K) ergibt. SKAAR (1972, S. 140) stellte die Ergebnisse unterschiedlicher Autoren zusammen, die ebenfalls einen linearen Zusammenhang zwischen Temperatur und spez. Wärme von trockenem Holz fanden (Gl. 5.79). Die Werte liegen in vergleichbaren Größenordnungen. SIAU (1971, S. 98) beschreibt demgegenüber die spez. Wärme von trockenem Holz ohne Temperatureinfluss mit einem konstanten Wert $c_{p,tH}$ = 1.3565 kJ/(kg K) (Gl. 5.78). DIETL (1993, S. 188) wendet in seiner Simulation für trockenes Holz einen konstanten Wert von $c_{p,tH}$ = 1.2 kJ/(kg K) an.

Übersicht 5.9 Wärmeleitfähigkeit von Holz quer zur Faser in Abhängigkeit der Rohdichte, Holzfeuchte und Temperatur

$$\lambda_\perp = (0.195\, r_{12} + 0.0256)\, f(u)\, f(\vartheta) \qquad [W/(m\,K)] \qquad 5.80$$

Kollmann (1951)

$$f(u) = (0.85 + 0.0125\, u) \qquad 5.81$$

$$f(\vartheta) = \left(1 - (1.47\, c_0 - 0.367)\left[\frac{27 - \vartheta}{100}\right]\right) \quad \text{für } -50\,°C \le \vartheta \le 100\,°C \qquad 5.82$$

$$c_0 = 1 - \frac{r_0}{\gamma_{Zellw.}} \qquad 5.21$$

$$= \left(1 - (1.103 - 0.98\, r_0)\left[\frac{27 - \vartheta}{100}\right]\right) \qquad 5.83$$

$$r_{12} = \frac{m_{12}}{V_{12}} = r_0 \frac{100 + 12}{100 + \frac{d\alpha_V}{du}\,12} \approx \frac{100 + 12}{100 + 0.84\, r_0\, 12} \qquad [g/cm^3] \qquad 5.3$$

mit u Holzfeuchte [%]

$$\lambda_\perp = \begin{cases} SG_b\,(0.20 + 0.40\,u) + 0.024 & ;\ u \le 0.4 \\ SG_b\,(0.20 + 0.55\,u) + 0.025 & ;\ u > 0.4 \end{cases} \qquad [W/(m\,K)] = [J/(m\,s\,K)] \qquad 5.84$$

Kayihan, Stanish (1983)

$$\approx 1.5\,(1 - c_0)\,(0.20 + 0.50\,u) + 0.025 \qquad 5.85$$

$$= r_0\,(0.20 + 0.50\,u) + 0.025$$

mit u Holzfeuchte [kg/kg]

$$\lambda_{tan.} = 0.10525 + 0.08117\, SG_7 \quad \text{bei } 70\,°C \qquad [W/(m\,K)] \qquad 5.86$$

Pandey, Kamala, Jain (1981)

mit
- r Rohdichte [g/cm³] — Index 12: u = 12 %
- γ Zellwanddichte (1.5) [g/cm³]
- c Porenraumanteil — Index 0 : u = 0 %
- ϑ Temperatur [°C]
- dα/du differentielle Volumenquellung [%/%]
- SG specific gravity [–] — Index b: basic, over dry weight/green volume; 7: Gewicht bei u = 0%, Volumen bei u = 7 %

Für die Berechnung der **Wärmeleitfähigkeit** λ von Holz quer zur Faser liegen umfangreiche Untersuchungen vor, die von KOLLMANN (1951, S. 508 ff) ausgewertet wurden. Hiernach ergibt sich ein linearer Zusammenhang zwischen Rohdichte bei u = 12 % bzw. Porenvolumen und Wärmeleitfähigkeit, der in Gl. 5.80 wiedergegeben ist. Die Erweiterung der Gleichung 5.80 mit Korrekturfaktoren erlaubt es, den Einfluss der Holzfeuchte (Gl. 5.81) und der Holztemperatur (Gl. 5.82) auf die Wärmeleitfähigkeit zu berechnen. Setzt man in Gl. 5.82 den Ausdruck für den Porenanteil (Gl. 5.21) ein, so ergibt sich für den Temperaturfaktor der in Gl. 5.83 angegebene Zusammenhang, der die Rohdichte berücksichtigt. Hierbei ging KOLLMANN (1951) von einer Zellwanddichte $\gamma_{Zellw.} = 1.5$ g/cm^3 aus. Nach KAYIHAN, STANISH (1984) kann die Wärmeleitfähigkeit durch Gl. 5.81 beschrieben werden, wobei zwischen Holzfeuchten über bzw. unter 40 % zu unterscheiden ist. Da diese Funktion nicht stetig ist, wird von ihnen die Simulationsberechnung mit Gl. 5.82 durchgeführt, die nach ihren Angaben für alle Holzfeuchten brauchbare Werte ergibt. Die Versuche von PANDEY, KAMALA, JAIN (1981) an *Tonna ciliata, Mangigera indica, Tectona grandis, Adina cordifolia, Dalbergia latifolia* und *Cordia vestita* bei einer mittleren Versuchstemperatur von 70 °C ergaben den in Gl. 5.83 angegebenen Zusammenhang zwischen SG_7 und der Wärmeleitfähigkeit. Danach ist der Einfluss der Rohdichte auf die Wärmeleitfähigkeit ca. um den Faktor 4 kleiner als von KOLLMANN (1951) angegeben. Die Umrechnung von Rohdichte in *specific gravity* sowie die Berechnung des Porenvolumen für verschiedenen Holzfeuchten ist in Kap. 5.1 und Kap. 5.2 angegeben.

In Abbildung 5.21 sind die Werte für die spezifische Wärme $c_{p,fH}$ nach Gl. 5.77, die Wärmeleitfähigkeit λ nach Gl. 5.80 und die Temperaturleitfähigkeit a nach Gl. 5.76 in Abhängigkeit der Holzfeuchte, Holztemperatur und Rohdichte eingezeichnet. Für die Berechnung dieser Werte in Abhängigkeit der Holzfeuchte bzw. der Holztemperatur wurde eine Rohdichte von $r_0 = 0.6$ g/cm^3 zugrunde gelegt. Die Berechnung der Werte für λ und a in Abhängigkeit der Rohdichte wurde mit einer konstanten Temperatur von 70 °C durchgeführt. Die eingezeichneten Kurven beschreiben Linien konstanter Temperatur oder Holzfeuchte in den angegebenen Bereichen mit einer Schrittweite von 20 °C bzw. 20 % Holzfeuchte.

Die spezifische Wärme feuchten Holzes steigt mit zunehmender Holzfeuchte. Im Vergleich zu trockenem Holz erreicht die spezifische Wärme von feuchtem Holz bei u = 100 % ca. den doppelten Wert. Bei 0 °C bzw. 100 °C wird $c_{p,fH} = 2.650$ bzw. 2.893 kJ/(kg K). Mit zunehmender Holzfeuchte verringert sich jedoch der Einfluss der Temperatur auf die spezifische Wärme.

Die Wärmeleitfähigkeit wächst mit steigender Holzfeuchte und Holztemperatur linear an. In Abhängigkeit der Rohdichte verlaufen die Linien konstanter Holzfeuchte leicht gekrümmt, so dass die Zunahme der Wärmeleitfähigkeit bei höheren Rohdichten geringer ausfällt. Gleichzeitig steigt bei hohen Holzfeuchten der Einfluss der Rohdichte auf die Wärmeleitfähigkeit.

Die Linie für $\lambda_\perp$ nach KAYIHAN, STANISH (1983, Gl. 5.85) ist durch die Quadrate gekennzeichnet und zeigt einen etwas steileren Anstieg der Wärmeleitfähigkeit in Abhängigkeit der Holzfeuchte als von KOLLMANN (1951) für Temperaturen zwischen 60 °C und 100 °C beschrieben. Die Formel für $\lambda_{tan.}$ nach PANDEY, KAMALA, JAIN (1981, Gl. 5.86) führt zu der Geraden, die durch Dreiecke gekennzeichnet ist. Sie verläuft relativ flach und erreicht für Rohdichten über 0.5 g/cm^3 $\lambda_{tan.}$-Werte, die nach Gl. 5.80 für trockenes Holz berechnet werden.

Im unteren Abschnitt von Abb. 5.21 ist die Temperaturleitfähigkeit a eingezeichnet. Sie sinkt mit Zunahme der Holzfeuchte und steigt bei wachsenden Temperaturen linear an. Der Einfluss der Temperatur ist bei hohen Holzfeuchten größer. Nach Gl. 5.76 besitzen Hölzer mit geringer Roh-

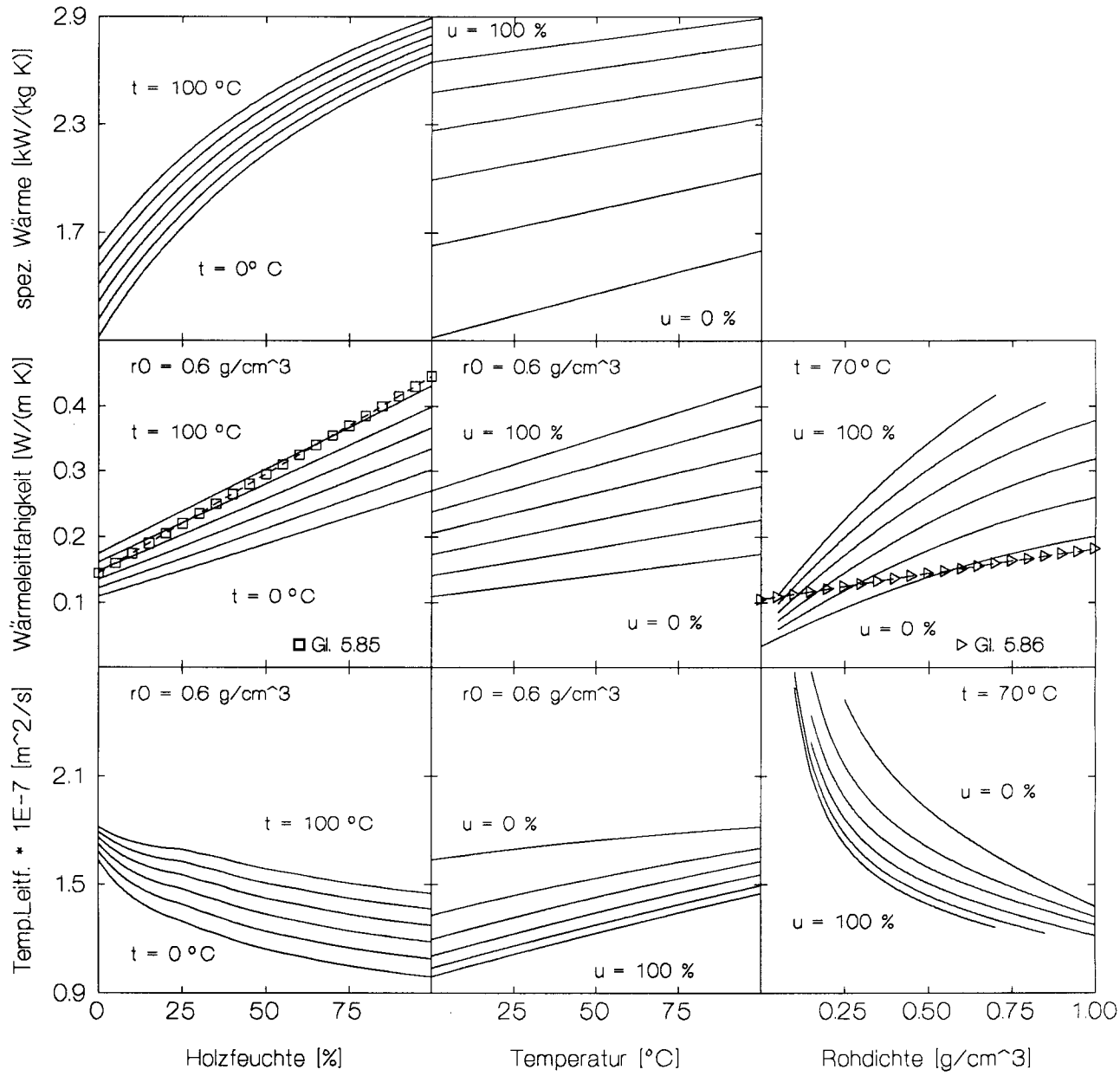


Abb. 5.21 Spezifische Wärme, Wärmeleitfähigkeit und Temperaturleitfähigkeit von Holz in Abhängigkeit der Holzfeuchte, Holztemperatur und Rohdichte

dichte eine deutlich höhere Temperaturleitfähigkeit als Hölzer mit hoher Rohdichte, wobei mit steigender Holzfeuchte die Temperaturleitfähigkeit sinkt.

5.7 Diffusionskoeffizient

Wie in Kap. 4 beschrieben, wird in dieser Arbeit der Trocknungsvorgang mit dem FICKschen Diffusionsgesetz (Gl. 4.1) modelliert. Darin ist der Stoffstrom proportional dem Holzfeuchtegefälle. Als Proportionalitätsfaktor wird der Diffusionswiderstand definiert, der charakterisiert, wie stark der Feuchtestrom dem Konzentrationsgefälle folgt. Da im Holz freies und gebundenes Wasser vorkommt, unterstellt man bei der Trocknung unterschiedliche Transportmechanismen. Neben dem gasförmigen Transport infolge von Dampfdruckunterschieden im Holz kann die Feuchtebewegung über Fasersättigung nur kapillar erfolgen. Durch die große Zahl der Veröffentlichungen zur Holztrocknung (vgl. Kap. 2) ist die grundsätzliche Eignung des Diffusionsansatzes für die Beschreibung der Holztrocknung erbracht. Da die numerische Lösung der partiellen Differentialgleichung heute leicht möglich ist, wird die Übereinstimmung zwischen Versuch und Berechnung entscheidend durch die Beschreibung des Diffusionskoeffizienten bestimmt. In der Literatur sind hierzu unterschiedliche Angaben über die Einflussgrössen und Gesetzmäßigkeiten vorhanden, von denen einige im Folgenden beschrieben werden.

EGNER (1934) untersuchte die instationäre radiale, tangentiale und longitudinale Feuchtebewegung an Kernholz einer 80-jährigen *Fichte* mit $r_0 = 0.404$ g/cm^3. Hierbei wurden Proben (4 x 5 x 7 cm long.), die bis auf die 2 Tangentialflächen abgedichtet waren, bei 40 °C, 60 °C, 80 °C und 100 °C in einem Trockenschrank ohne Dampfzufuhr und leichter Ventilation gelagert. Zu unterschiedlichen Zeiten wurden einzelne Proben entnommen und die Feuchteverteilung durch Aufspalten der Proben in gleichdicke Schichten mittels Darrmethode bestimmt. Die Berechnung des Diffusionskoeffizienten erfolgte anhand der aus den beiden Bretthälften gemittelten Feuchteverteilungen, die graphisch ausgewertet wurden. Aus den Holzfeuchteunterschieden von zwei aufeinander folgenden Probennahmen und dem vorherrschenden Feuchtegefälle konnte der Diffusionskoeffizient abgeleitet werden. Diese Werte mit der Einheit [g/(cm h %)] wurden graphisch in Abhängigkeit der Holzfeuchte und Temperatur angegeben. Um die heute übliche Einheit [m^2/s] zu erhalten, sind diese Angaben mit dem Faktor 1/(360000 • 0.404) zu multiplizieren. Nach Auswertung der Graphik für die radiale Feuchtebewegung wurden die in Gl. 5.87 angegebenen Koeffizienten ermittelt.

$$D = a\,u^2 + b\,u + c \qquad [\bullet 10^{-9}\ \mathrm{m^2/s}] \qquad (5.87)$$

$$\left|\begin{array}{lllll} a = & 5.17857\,E-6\ \vartheta^2 & -4.764284\,E-4\ \vartheta & +1.1799995\,E-2 \\ b = - & 1.60714125\,E-6\ \vartheta^2 & +2.027856975\,E-3\ \vartheta & -6.5399996\,E-2 \\ c = & 3.2999998625\,E-4\ \vartheta^2 & -2.3899998525\,E-4\ \vartheta & +5.63999963\,E-1 \end{array}\right.$$

mit u Holzfeuchte [%]
ϑ Temperatur [°C]

Damit ist der Diffusionskoeffizient für den radialen Feuchtetransport entsprechend den Versuchsergebnissen von EGNER (1934) definiert und kann für Temperaturen zwischen 40 °C und 80 °C und Holzfeuchten bis Fasersättigung berechnet werden. Im Gegensatz zu der radialen Trocknung lag der Diffusionskoeffizient in tangentialer Richtung bei 60 °C ca. 15 % höher. EGNER vermutete, dass die Markstrahlen die Feuchtebewegung wesentlich beschleunigen. Da die radialen Wände mehr Tüpfel aufweisen als die tangentialen wurde der Schluss gezogen, dass die Tüpfel keinen nennenswerten Einfluss auf die Feuchtebewegung ausüben. Insgesamt stieg der Diffusionskoeffizienten mit der Holzfeuchte und Temperatur an, wobei die Erhöhung der

Übersicht 5.10 Diffusionskoeffizient für Wasser in Buchenholz (r_0 = 0.6 g/cm^3) nach VOIGT, KRISCHER, SCHAUSS (1940)

Voigt, Krischer, Schauss (1940)

$$D = \kappa + \frac{D_{DL}}{\mu}\,\frac{1}{R_D T}\,\underbrace{\frac{p}{p - p_{DT}}}_{\text{Stefan-Faktor}}\left(\frac{d\,p_{DT}}{d\,u}\right)_{T = \text{konst.}} \quad [\text{kg/(m s \%)}] \qquad 5.88$$

$$p_{DT} = p_{DS}\,\varphi \qquad 5.89$$

$$= \kappa + \frac{D_{DL}}{\mu}\,\frac{p_{DS}}{R_D T}\,\frac{p}{p - p_{DT}}\left(\frac{d\,\varphi}{d\,u}\right)_{T = \text{konst.}}\,\frac{1}{r_0} \quad [\text{m}^2/\text{s}] \qquad 5.90$$

$$\kappa = \kappa_{0\,°C}\,\frac{\sigma_{Ob}(\vartheta)}{\sigma_{Ob}(0\,°C)}\,\frac{\eta_W\,(0\,°C)}{\eta_W\,(\vartheta)}$$

zwischen ϑ = 0 .. 100 °C ergibt sich annähernd ein linearer Anstieg zwischen 1 .. 4.836 für den aus den Quotienten von σ und η gebildeten Faktor — 5.91

$$\kappa_{0\,°C} = a\,u^2 + b\,u + c \cdot 10^{-9} \;^{*)} \quad [\text{m}^2/\text{s}] \qquad 5.92$$

a	b	c		
0.000446799	− 0.006797530	0.029733622	;	u ≤ 32.715 %
0.000051878	− 0.009719177	0.54798898	;	u > 32.715 %

$$\sigma_{Ob} = 7.69\,(1 - 0.00225\,\vartheta) \cdot 10^{-3}$$

nach Weinberg (1892) *Zeitschrift phys. Chemie Bd. 10(1892), 34* — 5.93

$$\eta_W = k_0 + k_1\,\vartheta + k_2\,\vartheta^2 + k_3\,\vartheta^3 + k_4\,\vartheta^4$$

Näherungsfunktion nach Werten aus dem VDI-Wärmeatlas (s. Anhang 1) — 5.94

k_0 =	0.178643 E − 2	k_1 =	− 0.557220 E − 4
k_2 =	0.995208476 E − 6	k_3 =	− 0.009150853 E − 6
k_4 =	0.327077 E − 10		

$$D_{DL} = k\,\frac{p_N}{p}\left(\frac{T}{273}\right)^n \qquad 5.95$$

k	n	
$22.6 \cdot 10^{-6}$	1.81	nach Schirmer (1936):
$23.6 \cdot 10^{-6}$	2.3	nach Krischer, Rohnalter (1940):

$$\mu = 0.284485 * 10^5 * u^{-2.674763708} \;^{*)}$$

*) Regressionsfunktion nach Auswertung der von Voigt, Krischer, Schauss (1940) angegebenen Grafiken — 5.96

mit

κ	Feuchteleitkoeffizient Index 0 °C: bei Temperatur ϑ = 0 °C	[m^2/s]
σ_{Ob}	Oberflächenspannung	[kg/m]
η	dynamische Viskosität Index W: Wasser	[Pa/s] = [Ns/m^2]
u	Holzfeuchte	[%]
ϑ	Temperatur	[°C]
D	Diffusionskoeffizient Index DL: Wasserdampf in ruhender Luft	[m^2/s]
μ	Dampfdiffusionswiderstandsfaktor von feuchtem Buchenholz	[–]
p	Luftdruck Index DT : Dampfteildruck, DS : Sättigungsdampfdruck N : Normaldruch (≈ 101324)	[Pa] = [N/m^2]
R_D	spez. Gaskonstante Dampf (≈ 461.25)	[J/(kg K)] = [Nm/(kg K)]
T	abs. Temperatur	[K]
$\frac{d\,\varphi}{d\,u}$	Kehrwert der Steigung der Sorptionsisotherme	[(kg/kg)/(kg/kg)]
r_0	Rohdichte	[kg/m^3]

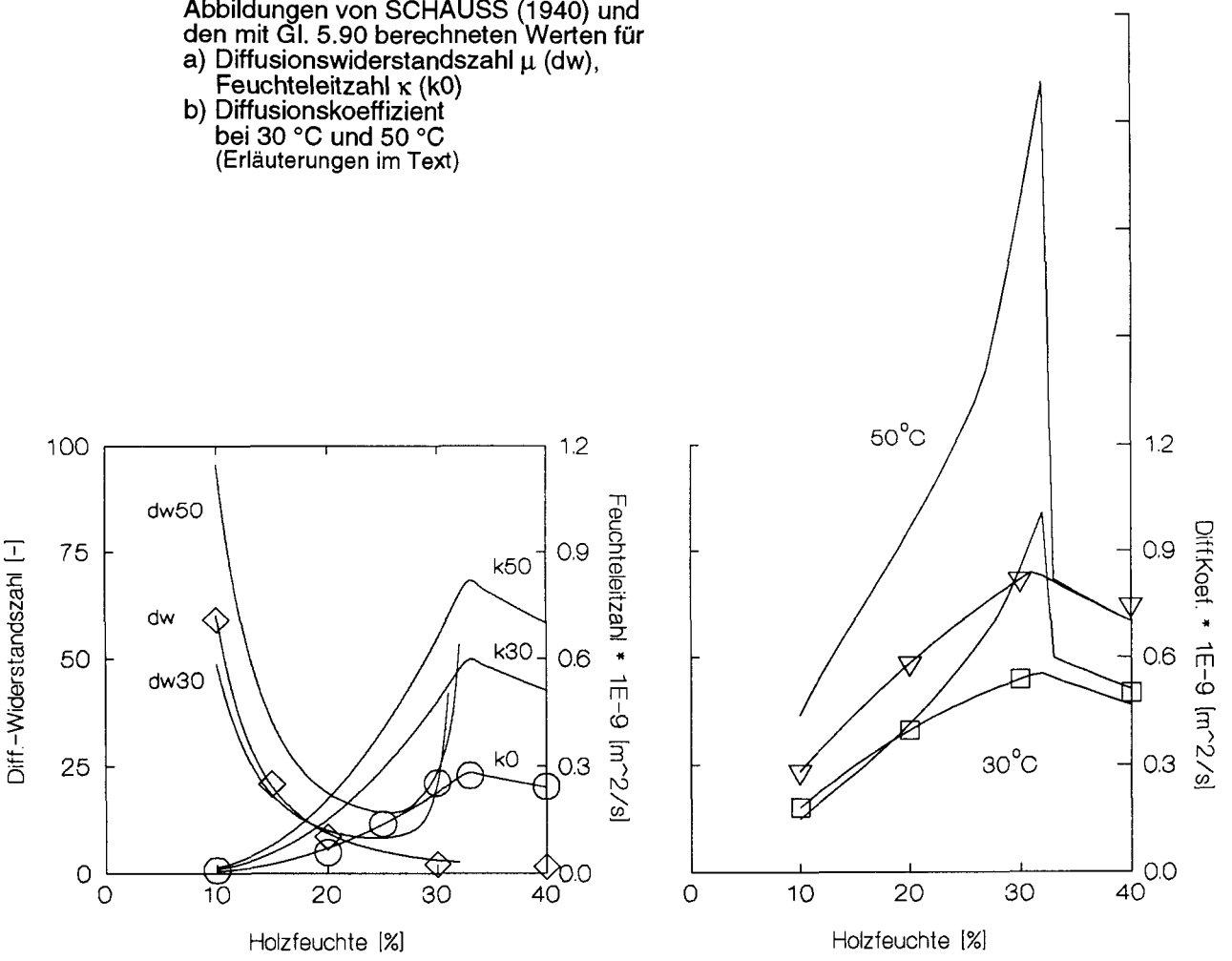
Temperatur den Diffusionsprozess stark beschleunigte. Die in axialer Richtung durchgeführten Versuche zeigten demgegenüber ein deutliches Minimum im Bereich von 15 % bis 20 % Holzfeuchte. Auch bei diesen Versuchen war der Temperatureinfluss sehr deutlich ausgeprägt. So erhöhte sich, z.B. bei einer Holzfeuchte u = 5 % und einer Temperaturerhöhung von 60 °C auf 80 °C, der Diffusionskoeffizient um den Faktor 4.

Die Beschreibung des Diffusionskoeffizienten in der Dissertation von SCHAUSS (1940) unterscheidet die verschiedenen Mechanismen für den Wassertransport im Holz. Danach ist die Feuchteleitung die Summe aus kapillar transportiertem Wasser und einer Dampfdiffusion in den Poren (s. Übersicht 5.10). Die Gleichung 5.88 beschreibt den Diffusionskoeffizienten in [kg/(m s %)], wie er in der Orginalarbeit definiert wurde. Als treibende Kraft für den kapillaren Feuchtetransport wird das Holzfeuchtegefälle angenommen. Der Dampfstrom ist die Folge eines Dampfteildruckgefälles im Holz. Über den Zusammenhang zwischen relativer Luftfeuchte und Holzfeuchte (Sorptionsisotherme) kann das Dampfdruckgefälle auch als Feuchtegefälle ausgedrückt werden, so dass sich in Gl. 5.88 der Differentialquotient $(dp_{DT}/du)_{T=konst}$ ergibt. Mit Gl. 5.89 und der Erweiterung mit $1/r_0$ ergibt sich Gl. 5.90, die den Diffusionskoeffizienten in [m^2/s] für Wasser in Holz darstellt. Der Quotient $d\varphi/du$ stellt den Kehrwert der Steigung der Sorptionsisothermen dar und wurde bei den folgenden Berechnungen, wenn nicht anders angegeben, als Kehrwert von Gl. 5.30 (1. Ableitung des HAILWOOD-HORROBIN-Modells (n=1) nach φ) berechnet.

Der Anteil an kapillar transportiertem Wasser wird durch die Feuchteleitzahl κ (Gl. 5.91) beschrieben. Es wird eine Funktion $\kappa_{0°C}$ definiert, die die Abhängigkeit der Feuchteleitzahl von der Holzfeuchte bei $\vartheta = 0$ °C beschreibt. Da sich die Feuchteleitzahl proportional zur Oberflächenspannung und umgekehrt proportional zur dynamischen Viskosität verhält, wird der Einfluss der Temperatur durch die Verhältniszahlen von σ_{Ob} und η_W formuliert (Gl. 5.91). Der Zusammenhang zwischen $\kappa_{0°C}$ und u wurde von SCHAUSS als Grafik angegeben. Die Auswertung dieser Abbildung und eine anschließende Regressionsberechnung ergaben die in Gl. 5.92 angegebene zweigeteilte quadratische Funktion. Mit Gl. 5.93 und Gl. 5.94 liegen alle notwendigen Definitionen vor, so dass die Feuchteleitzahl κ für Buchenholz mit $r_0 = 0.6$ g/cm^3 für alle u und ϑ berechnet werden kann.

Für die Diffusion von Wasserdampf in Luft D_{DL} (Gl. 5.95) wurden von SCHAUSS zwei Formeln angegeben, die auf Untersuchungen von SCHIRMER (1938) bzw. KRISCHER, ROHNALTER (1940) zurückgehen. Die Werte von SCHIRMER liegen 5 % bis 20 % unter den Werten von KRISCHER, ROHNALTER. Da aus der Veröffentlichung von SCHAUSS nicht hervorgeht, welche Formel zur Berechnung angewandt wurde und KRISCHER, KAST (1978, S. 178), KNEULE (1975, S. 60) zur Beschreibung der Dampfdiffusion in Luft die Untersuchungen von SCHIRMER (1938) zitierten, erfolgt die weitere Berechnung mit den Koeffizienten von SCHIRMER. Den Widerstand, den Holz einer Diffusion von Dampf im Vergleich zur Luft entgegensetzt, beschreibt Gl. 5.96. Der Zusammenhang zwischen Dampfdiffusionswiderstand und Holzfeuchte, den SCHAUSS experimentell ermittelte und grafisch darstellte, wurde ausgewertet und einer Regressionsanalyse unterworfen. Da es sich bei der Holztrocknung um eine einseitige Diffusion handelt – es findet keine entsprechende Diffusion der Luft in das Holz statt – ist der „STEFAN-Faktor" in Gl. 5.90 enthalten. Er führt dazu, dass der Massenstrom gegenüber der zweiseitigen Diffusion umgekehrt proportional $(p - p_{DT})$ erhöht wird. Für Holzfeuchten zwischen 10 % und 30 % steigt der „STEFAN-Faktor" bei 30 °C von 1.024 auf 1.044. Für $\vartheta = 50$ °C ergeben sich Werte von 1.083 bzw. 1.138. Die Zahlen gelten für Normaldruck bei rel. Luftfeuchten zwischen 55 % und 100 %.

Abb. 5.22 Vergleich zwischen den grafischen Abbildungen von SCHAUSS (1940) und den mit Gl. 5.90 berechneten Werten für
a) Diffusionswiderstandszahl μ (dw), Feuchteleitzahl κ (k0)
b) Diffusionskoeffizient bei 30 °C und 50 °C
(Erläuterungen im Text)



Ein Vergleich der mit Gl. 5.90 berechneten und in der Arbeit von SCHAUSS (1940) grafisch dargestellten Diffusionskoeffizienten zeigt Abb. 5.22 b). Die Kurven mit den Symbolen beschreiben die von SCHAUSS dargestellten Kurven für die sogenannte „Feuchtigkeitsleitzahl κ" bei $\vartheta = 30$ °C und 50 °C in der Einheit [m^2/s]. Wie zu sehen, weichen die berechneten Kurven und die von SCHAUSS angegebenen im Bereich unter Fasersättigung sehr stark voneinander ab. Daher wurde versucht, ausgehend von den angegebenen Kurven des Diffusionskoeffizienten bei 30 °C und 50 °C, die Funktion für den Dampfdiffusionswiderstandsfaktor μ zu bestimmen, um eine bessere Übereinstimmung zwischen den Diffusionskoeffizienten der Formel Gl. 5.88 und der Grafik von SCHAUSS zu erreichen. Die Ergebnisse sind in Abb. 5.22 a) eingezeichnet. Die mit den Symbolen gekennzeichneten Kurven entsprechen den Angaben in der Orginalarbeit. Sie sind mit k0 bzw. dw beschriftet. Die Kurven k30 und k50 beschreiben die Feuchteleitzahl in Abhängigkeit der Holzfeuchte bei $\vartheta = 30$ °C und 50 °C nach Gl. 5.91. Die Kurven dw30 und dw50 geben die Diffusionswiderstandsfaktoren bei 30 °C und 50 °C wieder, die angewendet werden müssten, um mit Gl. 5.88 die von SCHAUSS angegebenen Diffusionkoeffizienten zu erhalten. Tendenziell verlaufen die so berechneten Kurven von μ (dw30 und dw50) entsprechend den Angaben von SCHAUSS (Kurve dw, Gl. 5.96). Mit abnehmender Holzfeuchte steigt der Diffusionswiderstand stark an, wobei die Kurven dw und dw30 für $u < 20$ % eine gute Übereinstimmung aufweisen. Da dw50 zu dw30 nahezu parallel verschoben ist, wäre bei der Berechnung des Diffusionswiderstandsfaktors ein Temperatureinfluss zu berücksichtigen. Gleichzeitig

müsste die Funktion μ einen sehr starken Anstieg des Diffusionswiderstandsfaktors kurz von Fasersättigung aufweisen. Da es hierfür keine plausible Erklärung gibt, wird darauf verzichtet, den Diffusionskoeffizienten mit einer angepassten Funktion für den Diffusionswiderstandsfaktor zu berechnen. In der angegebenen Weise ist Gl. 5.88 nicht geeignet, die von SCHAUSS im Trocknungsversuch und an speziellen Diffusionsproben ermittelten Werte zu beschreiben. Daher wird im Weiteren die in Gl. 5.97 angegebene Funktion verwendet, um den Diffusionskoeffizienten von Buchenholz mit $r_0 = 0.6$ g/cm^3 bei 30 °C und 50 °C mit jeweils zwei Parabeln, über und unter Fasersättigung, zu berechnen. Ab Holzfeuchten über 80 % wird Gl. 5.97 durch Werte aus der Grafik ersetzt, zwischen denen eine lineare Interpolation erfolgt, um den raschen Anstieg des Diffusionskoeffizienten bei höheren Holzfeuchten beschreiben zu können. Nach theoretischen Überlegungen von KRISCHER (1938) strebt die Feuchteleitzahl, wenn alle Poren mit Wasser gefüllt sind, ins Unendliche.

$$D = a\,u^2 + b\,u + c \qquad [\cdot 10^{-9}\ m^2/s] \qquad (5.97)$$

ϑ = 30 °C	a	b	c	
	− 0.003664299	0.032331514	− 0.104736021	; $u \le 0.317764$
	0.000085160	− 0.016764579	1.001525279	; $u > 0.317764$
ϑ = 50 °C				
	− 0.000318757	0.039617289	− 0.081965655	; $u \le 0.311919$
	0.000129122	− 0.025393371	1.510084711	; $u > 0.311919$

mit $6 < u < 80$ Holzfeuchte [%]

DIETL (1995) beschreibt den Diffusionskoeffizienten von Fichtenholz ($r_0 = 0.39$ g/cm^3) durch den in Gl. 5.98 angegebenen Ausdruck. Auch hier wird zwischen flüssig und dampfförmig transportierter Feuchte unterschieden. Der Dampfdiffusionswiderstand wird als konstant mit $\mu = 99.5$ angenommen. Die Diffusion von Wasserdampf in Luft wird nach SCHIRMER (1938) mit Gl. 5.95 berechnet. Auf den STEFAN-Faktor wird verzichtet. Die Funktion zur Beschreibung der Feuchteleitzahl κ wird aus den Versuchstrocknungen bei konstanten Trocknungsbedingungen mit einem speziellen Anpassungsverfahren bestimmt, bei dem eine Übereinstimmung zwischen gemessener und berechneter Durchschnittsfeuchte in Abhängigkeit der Zeit angestrebt wird. Seine Formel gilt daher nur für Holzfeuchten zwischen 12 % und 35 % und Temperaturen zwischen 30 °C und 70 °C entsprechend den angewandten Versuchsbedingungen.

$$D = \kappa + \frac{D_{DL}}{\mu}\,\frac{p_{DS}}{R_D T}\left(\frac{d\varphi}{du}\right)_{T=\text{konst.}}\frac{1}{r_0} \qquad [m^2/s] \qquad (5.98)$$

$$\kappa = \frac{1.13 \cdot 10^{-6}}{3600}\left(\frac{\vartheta}{273}\right)^{5.03}\left(\frac{u}{0.6}\right)^{0.6}$$

$$\mu = 99.5$$

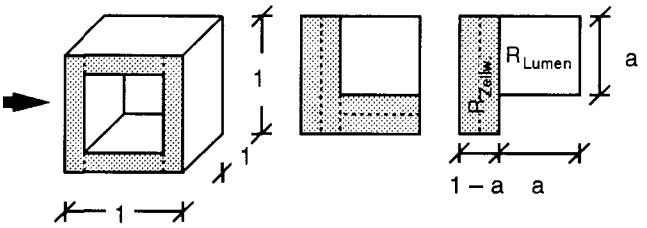
mit u Holzfeuchte [kg/kg]

weitere Symbole und Einheiten wie in Übersicht 5.10

SIAU veröffentlichte 1971 einen Ansatz zur Beschreibung des Diffusionskoeffizienten von Wasser im Holz, der eine allgemeine Beschreibung des Feuchtetransports quer zur Faser ermöglichen soll. Bei der Herleitung eines allgemeinen Diffusionskoeffizienten geht SIAU von einer Einheitszelle mit der Kantenlänge 1 aus. Das von der Zellwand eingeschlossene Porenvolumen und die Zellwand (ohne Poren) bilden jeweils einen Widerstand, der den Feuchtetransport behindert. Vernachlässigt man die Seitenwände in Diffusionsrichtung (s. Skizze in Übersicht 5.11), so kann der Gesamtwiderstand als Summe der Einzelwiderstände $R_{Zellw.}$ und R_{Lumen} geschrieben werden (Gl. 5.99). Ersetzt man die Widerstände durch die entsprechenden Leitwerte, so ergibt sich die Leitfähigkeit für den Feuchtestrom der Einheitszelle (Gl. 5.100). Sie beschreibt das Verhältnis von der Massenstromdichte und dem Feuchtegradienten entlang des Transportweges und ist ein Maß, das angibt, wie schnell sich ein Feuchtegefälle im Holz ausgleicht. Der Stoffstrom mit K als Proportionalitätsfaktor und der treibenden Kraft du/dx kann auch mit dem Diffusionskoeffizienten und einem Konzentrationsgefälle ausgedrückt werden. Durch Einsetzen und Umformen ergibt sich der Diffusionskoeffizient $D_\perp$ quer zur Faser, der durch die „bound-water" Diffusion, die Dampfdiffusion im Porenraum sowie dem Porenraumanteil definiert ist (Gl. 5.103). Für die Beschreibung der „bound-water" Diffusion wird ein ARRHENIUS-Ansatz verwendet (Gl. 5.105). Der Ansatz, mit dem die dampfförmig transportierte Feuchte beschrieben wird, entspricht weitgehend den Überlegungen von VOIGT, KRISCHER, SCHAUSS (1940) und kann durch Anwendung der allgemeinen Gasgleichung hergeleitet werden (vgl. KRISCHER, KAST,

Übersicht 5.11 Diffusionskoeffizient von Wasser in Holz nach SIAU (1971) quer zur Faser für Holzfeuchten unter Fasersättigung

Gesamtwiderstand, der die Feuchtebewegung quer zur Faser behindert:



$$R_\perp = R_{Zellw.} + R_{Lumen} \quad [(cm\ s\ \%)/g)] \qquad (5.99)$$

Der Widerstand wächst proportional zur Länge und verringert sich proportional zum Querschnitt

Transportgleichung	Koeffizient	Potenzial
$\dot{m} = -K\,du/dx$	K : [g/(cm s %)]	u : [%]
$\dot{m} = -D\,dc/dx$	D : [cm^2/s]	c : [g/cm^3]

ausgedrückt in Leitfähigkeit:

$$\frac{1}{K_\perp} = \frac{1}{K_{Zellw.}} + \frac{1}{K_{Lumen}} \quad [g/(cm\ s\ \%)] \qquad (5.100)$$

$$K = \frac{SG_u\ \gamma_{H_2O}\ D}{100} \quad ; \quad K_{Zellw.} = \frac{D_{BT}}{1\ (1-a^2)}\ \frac{1}{(1-a)} \quad ; \quad K_{Lumen} = \frac{D_V}{\underbrace{1\ (1-a^2)}_{\text{Volumen Zellwandsubstanz}}}\ \frac{a}{a}$$

$$\frac{1}{D_\perp} = \frac{(1-a^2)\ (1-a)}{D_{BT}} + \frac{(1-a^2)}{D_V} \quad [s/cm^2] \qquad (5.101)$$

$$= \frac{D_V(1-a^2)\ (1-a) + D_{BT}(1-a^2)}{D_{BT}D_V} \qquad (5.102)$$

$$D_\perp = \frac{D_{BT}D_V}{(1-a^2)\ (D_V(1-a) + D_{BT})} \quad [cm^2/s] \qquad (5.103)$$

Fortsetzung Übersicht 5.11

$$D_{\perp} = \frac{D_{BT}\, D_V}{(1-a^2)\,(D_V(1-a) + D_{BT})}\,\frac{1}{10000} \qquad \text{für } u \le u_{FS} \qquad [m^2/s] \qquad 5.104$$

$$D_{BT} = 7 \cdot 10^{-2}\, e^{\left(-\frac{E_b}{R\,T}\right)} \qquad [cm^2/s] \qquad \text{"bound-water" Diffusion} \qquad 5.105$$

$$E_b = 9200 - 7000\,u \qquad [cal/mol] \qquad \text{Aktivierungsenergie} \qquad 5.106$$

$$R = 1.986 \qquad [cal/(mol\ K)] \qquad \text{allg. Gaskonstante}$$

$$D_V = D_{DL}\,\frac{M_D}{R}\,\frac{p_{DS}}{T\,SG_{Zellw.,\,u}\,\gamma_{H_2O}}\,\frac{d\varphi}{d\,u} \qquad [cm^2/s] \qquad \text{Diffusion im Porenraum} \qquad 5.107$$

$$D_{DL} = 0.22\left(\frac{p_N}{p}\right)\left(\frac{T}{273}\right)^{1.75} \qquad [cm^2/s] \qquad \text{Diffusion von Wasserdampf in Luft} \qquad 5.108 \text{ Dushmann (1962)}$$

$$SG_{Zellw.,\,u} = \frac{m_0}{V_{Zellw.,\,u}} = \frac{m_0}{V_{Zellw.} + V_{H_2O}} = \frac{\gamma_{Zellw.}}{1 + \frac{\gamma_{Zellw.}\,u}{\gamma_{H_2O}}} \qquad \text{"specific gravity" der feuchten Zellwand} \qquad 5.109$$

$$\frac{d\varphi}{d\,u_{gl}} \qquad \text{Kehrwert der Steigung der Sorptions-isothermen}$$

$$M_D = 0.01802 \qquad [kg/mol] \qquad \text{Molmasse Wasser}$$

$$R = 8.314 \qquad [J/(mol\ K)] \qquad \text{allg. Gaskonstante}$$

$$R_D = R/M_D = 461.37 \qquad [J/(kg\ K)] \qquad \text{spez. Gaskonstante Wasserdampf}$$

$$a^2 = 1 - \frac{SG_u}{\gamma_{Zellw.}} - \frac{SG_u\,u}{\gamma_{H_2O}} = 1 - SG_u\left(\frac{1}{\gamma_{Zellw.}} + \frac{u}{\gamma_{H_2O}}\right) \qquad \text{freier Porenanteil im feuchten Holz} \qquad 5.110$$

$$SG_u = \frac{m_0}{V_u}\,\frac{1}{\gamma_{H_2O}} = r_0\left(\frac{1}{1 + \frac{d\,\alpha_V}{du}\,u}\right)\frac{1}{\gamma_{H_2O}} \quad [-] \qquad \text{"specific gravity" des feuchten Holzes} \qquad 5.5\ a)$$

$$\approx \frac{r_0}{1 + 0.84\,u\,\frac{r_0}{1000}}\,\frac{1}{\gamma_{H_2O}} \qquad \text{Näherungsgleichung nach Kollmann} \qquad 5.5\ b)$$

mit

R	Widerstand		[(cm s %)/g]
K	Leitfähigkeit (1/R)		[g/(cm s %)]
	Index quer	quer zur Faser	
	Zellw.	Zellwand	
	Lumen	Porenraum	
D	Diffusionskoeffizient		[cm^2/s] bzw. [m^2/s]
	Index ⊥	quer zur Faser	
	BT	bound-water Diffusion	
	V	Diffusion im Porenraum	
a^2	freier Porenraumanteil		[–]
T	abs. Temperatur [K]		
u	Holzfeuchte		[kg/kg]
	Index FS	Fasersättigung	
	gl	Holz-Ausgleichsfeuchte	
r_0	Rohdichte (u=0%)		[kg/m^3]
m_0	Masse trockenes Holz (Zellwand)		[kg]
V	Volumen		[m^3]
	Index Zellw.,u	Zellwand + geb. Wasser	
	Zellw.	Zellwand	
	H_2O	Wasser	
	u	feuchtes Holz	
p	Luftdruck		[Pa]
	Index N	Normaldruck (≈ 101324.60)	
	DS	Sättigungsdampfdruck	
φ	rel. Luftfeuchte		[kg/kg]
γ	Dichte		[kg/m^3]
	Index Zellw.	Zellwand (≈ 1500)	
	H_2O	Wasser (≈ 1000)	
SG	specific gravity		[–]
	Index Zellw,u	Trockenmasse im Verhältnis zu Volumen (Zellwand + geb. Wasser)	
	u	feuchtes Holz	
$\frac{d\alpha_V}{du}$	differentielle Volumenquellung		[–]

1978, S. 179). Die spezifische Gaskonstante für Wasserdampf wird durch den Quotienten R/M_D ersetzt. Wie auch DIETL (1995) verzichtet SIAU auf den STEFAN-Faktor. Setzt man in Gl. 5.109 für die Volumen $V_{Zellw.}$ und V_{H2O} die Formeln Gl. 5.24 und Gl. 5.25 ein, so ergibt sich der Ausdruck $[m_0 \gamma_{Zellw.} (1 + \alpha_V(u)]/(1 + u)$, der entsprechend dem Dampfdiffusionswiderstand bei VOIGT, KRISCHER, SCHAUSS (1940) die Änderung des dampfförmigen Stofftransportes in Abhängigkeit der Holzfeuchte beschreibt. Hierbei ist jedoch zu berücksichtigen, dass die Anteile von dampfförmig und kapillar transportiertem Wasser bei SIAU nicht als einfache Summe sondern gewichtet nach freiem Porenvolumen in die Berechnung eingehen. Ein direkter Vergleich mit dem Diffusionswiderstandsfaktor ist daher nicht möglich. Abweichend zu Gl. 5.90 berechnet SIAU (1971, 1984) die Diffusion von Wasserdampf in Luft mit Gleichung 5.108 nach DUSHMANN, LAFFERTY (1962), die ca. 1 % bis 2 % unter den Werten von SCHIRMER (1938, Gl. 5.95) liegen.

KOPONEN veröffentlichte 1987 einen rein empirischen Ansatz zur Beschreibung eines allgemeinen Diffusionskoeffizienten für Wasser in Holz , der durch Versuche an *Birke* ($r_0 = 609$ kg/m³, mittlere Jahrringbreite 2.46 mm) und *Fichte* (Splint: $r_0 = 422$ kg/m³, JRB Ø 2.87 mm; Kern: $r_0 = 394$ kg/m³, JRB Ø 3.50 mm) in radialer und longitudinaler Richtung bei Temperaturen von 30 °C, 65 °C, 95 °C,

Übersicht 5.12 Diffusionskoeffizient von Wasser in Holz nach KOPONNEN (1987)

$$D = D(T, r_0) \cdot \begin{cases} \left(1 + a\left(\frac{u}{u_{FS}}\right) + b\left(\frac{u}{u_{FS}}\right)^2\right) & ; u \le u_{FS} \quad (5.111) \\ \left(2 - 1.7691\,k + 0.5051\,k^2\right) & ; u > u_{FS} \quad (5.112) \end{cases} \quad [m^2/s]$$

	a	b
1)	0.5638	*0.4362*
2)	*0.4509*	0.5491

Koeffizienten der Orginalarbeit unterstrichen

$$D_{rad.}(T, r_0) = D_{rad.,\,0°C}\; 1.23 \cdot 10^{-5}\, e^{\left(-\frac{3904}{T}\right)} \quad (5.113)$$

$$D_{rad.,\,0°C} = 2.04 - 1.88 \cdot 10^{-3}\, r_0 + 1.64 \cdot 10^{-6}\, r_0^2 \quad (5.114)$$

$$D_{long.}(T, r_0) = D_{long.,\,0°C}\; 7.91 \cdot 10^{-6}\, e^{\left(-\frac{3442}{T}\right)} \quad (5.115)$$

$$D_{long.,\,0°C} = 3.12 - 5.79 \cdot 10^{-3}\, r_0 + 1.60 \cdot 10^{-6}\, r_0^2 \quad (5.116)$$

$$k = \frac{u - u_{FS}}{\frac{1000}{r_0}\left(1 - \frac{r_0}{\gamma_{Zellw.}}\right) - u_{FS}} \quad (5.117)$$

mit	D	Diffusionskoeffizient	[m²/s]	r_0	Rohdichte (u=0%)	[kg/m³]
		Index rad. radial				
		long. longitudinal		$\gamma_{Zellw.}$	Zellwanddichte (≈ 1510)	[kg/m³]
	u	Holzfeuchte	[kg/kg]	T	abs. Temperatur	[K]
		Index FS Fasersättigung				

108 °C, 158 °C, und 165 °C bestimmt wurde. Der Einfluss der Holzart auf den Diffusionskoeffizienten wird durch eine Rohdichtekorrektur (Gl. 5.114, Gl. 5.116) ersetzt und der Temperatureinfluss mit einem ARRHENIUS-Ansatz beschrieben (Gl. 5.113, Gl. 5.115). Die Holzfeuchte wird durch eine Korrekturfunktion, oberhalb Fasersättigung mit Gl. 5.111 und unterhalb Fasersättigung mit Gl. 5.112 berücksichtigt. Leider ergibt sich mit den in der Orginalarbeit angegebenen Koeffizienten für a und b in Gl. 5.111 bei $u = u_{FS}$ keine Übereinstimmung mit Gl. 5.112. Die Korrekturfunktion für die Holzfeuchte ist daher unstetig. Um wie bei Gl. 5.112 als Korrekturfaktor für die Holzfeuchte bei Fasersättigung den Wert 2 zu erhalten, da $k = 0$, sind die Koeffizienten in der angegebenen Weise zu ändern. Hierdurch ändern sich die Werte im Vergleich zur Orginalfunktion bis maximal 2.13 %.

VOGEL (1989) verwendet in seiner Simulation den Ansatz von SIAU (1971), den er entsprechend KOPONEN (1987) durch eine Feuchtekorrekturfunktion ergänzt. Die von ihm verwendete Berechnungsvorschrift ist in Gl. 5.118 wiedergegeben.

$$D = D_{Siau,\perp} \cdot \begin{cases} \left(2.5 - 1.5\left(\frac{u}{u_{FS}}\right)^{0.7}\right) & ; \quad u \le u_{FS} \\ \left(1 - 0.8845\,k + 0.2525\,k^2\right) & ; \quad u > u_{FS} \end{cases} \quad [m^2/s] \qquad (5.118)$$

$$k = \frac{u - u_{FS}}{\frac{1000}{r_0}\left(1 - \frac{r_0}{\gamma_{Zellw.}}\right) - u_{FS}} \qquad (5.117)$$

$$u_{FS} = 0.32 - \frac{\vartheta}{1000} \qquad (5.119)$$

mit	$D_{Siau,\perp}$	Diffusionskoeffizient quer zur Faser nach Siau (1971)	[m^2/s]
	u	Holzfeuchte Index FS: Fasersättigung	[kg/kg]
	r_0	Rohdichte (u=0%)	[kg/m^3]
	γ_{Zellw}	Zellwanddichte	[kg/m^3]

Zur Beschreibung der Sorption wendet VOGEL das Modell von HAILWOOD-HORROBIN (n=1) an, um den Quotienten $d\varphi/du$ zu berechnen. Die Näherungsformel von KOLLMANN (Gl. 5.5 b) ergibt den Ausdruck für SG_u, der für den freien Porenanteil benötigt wird. Die Diffusion von Wasserdampf in Luft wird mit Gl. 5.95 nach SCHIRMER (1938) statt mit Gl. 5.108 bestimmt. Der so berechnete Diffusionskoeffizient ist die Eingangsgröße für die Korrekturfunktion. Die Entscheidung, ob die Holzfeuchte Fasersättigung über- oder unterschreitet, wird mit der Geradengleichung 5.119 getroffen. Sie beschreibt näherungsweise den Einfluss der Temperatur auf u_{FS}, den STAMM, NELSON (1961) angaben. Zwischen 0 °C und 100 °C sinkt danach die Fasersättigungsfeuchte von 32 % auf 22 %. Für Fasersättigung ergibt sich ein Korrekturfaktor von 1. Damit stimmt der mit Gl. 5.118 berechnete Wert mit dem Diffusionskoeffizienten nach SIAU (Gl. 5.104) überein. Da nach Auffassung von VOGEL die Diffusionskoeffizienten von SIAU bei niedrigen Feuchtigkeiten zu gering ausfallen, erhöht er durch die Korrekturfunktion den Faktor mit sinkender Holzfeuchte und erreicht bei u = 0% den Wert 2.5. Bei Holzfeuchten

$u > u_{FS}$ wird der Diffusionskoeffizient bei Fasersättigung zugrunde gelegt und über die Korrekturfunktion mit steigender Holzfeuchte verringert.

Ein Vergleich zwischen den verschiedenen Ansätzen soll zeigen, wie gut die allgemeinen Diffusionskoeffizienten von SIAU, VOGEL, KOPONEN geeignet sind, die aus Experimenten ermittelten Diffusionskoeffizienten von EGNER, SCHAUSS, DIETL zu beschreiben. Für eine bessere Vergleichbarkeit wird in den folgenden Abbildungen für die Einteilung der y-Achse ein einheitlicher Maßstab gewählt. Die Einzelwerte zu den Abbildungen sind als Tabellen in Anhang 7 aufgeführt.

Abbildung 5.23 zeigt den Diffusionskoeffizienten für *Fichte* ($r_0 = 0.404$ g/cm^3) bei 40 °C, 60 °C und 80 °C, der von EGNER (1934) durch Auswertung der Feuchteverteilung gewonnen wurde. Es zeigt sich ein deutlicher Anstieg von D mit wachsender Holzfeuchte. Bei $\vartheta = 40$ °C und

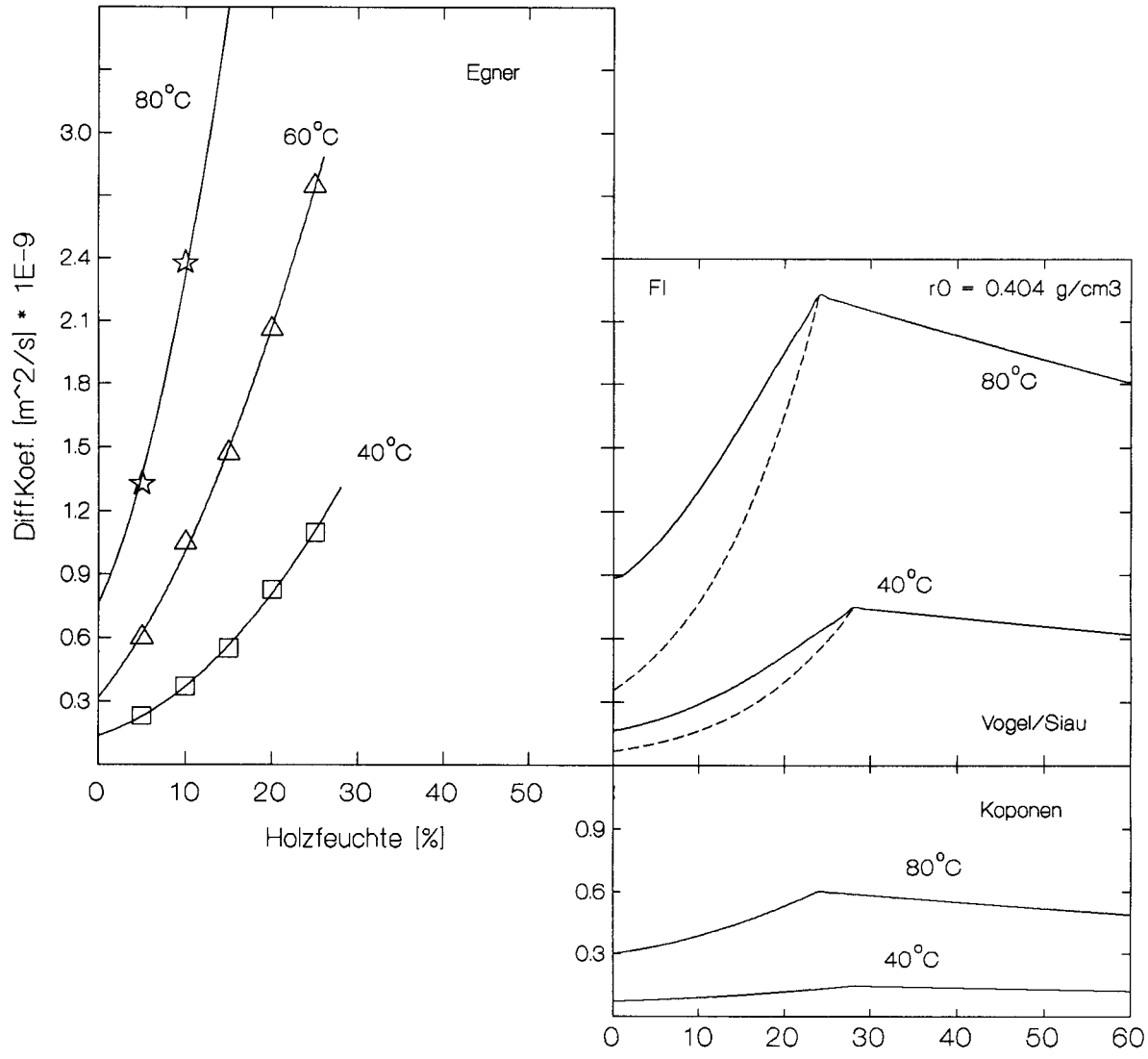


Abb. 5.23 Diffusionskoeffizient für *Fichte* ($r_0 = 0.404$ g/cm^3) nach EGNER (Gl. 5.87), SIAU (Gl. 5.104, gestrichelte Linie), VOGEL (Gl. 5.112) und KOPONNEN (Gl. 5.111, 5.112) in Abhängigkeit der Holzfeuchte bei verschiedenen Temperaturen

u = 5 % beträgt der Diffusionskoeffizient $0.2274 \cdot 10^{-9}$ m²/s und steigt bis Fasersättigung (u = 28 %) um den Faktor 6 auf $D = 1.3104 \cdot 10^{-9}$ m²/s an. Der ermittelte Temperatureinfluss ist bedeutend höher. So führt schon eine Verdoppelung der Temperatur von 40 °C auf 80 °C zu einem Anstieg von D auf den 6-fachen Wert. Nach EGNER (1934, S. 50) „weisen Kurven des Diffusionskoeffizienten in Abhängigkeit der Temperatur für konstante Holzfeuchten eine auffallende Ähnlichkeit mit der Dampfdruckkurve auf, woraus aber nicht der Schluss getroffen werden darf, dass sich die Feuchtebewegung im Holz völlig in Dampfform vollzieht". Im rechten Teil der Abb. 5.23 sind die Ergebnisse für 40 °C und 80 °C eingezeichnet, die sich nach SIAU (Gl. 5.104 gestrichelte Linie), VOGEL (Gl. 5.112) und KOPONEN (Gl. 5.111 u. 5.112) für $r_0 = 0.404$ g/cm³ ergeben. Die von EGNER angegebenen Diffusionskoeffizienten liegen im Vergleich dazu um bis zu 100 % über den berechneten Werten. Die beste Übereinstimmung wird mit Gl. 5.112 von VOGEL erreicht, wo für $\vartheta = 40$ °C und u = 5 % die Abweichung nur 6.16 % beträgt. Bei Fasersättigung ergibt sich ein Diffusionskoeffizient, der 40 % unter den Angaben von EGNER liegt und der Berechnung von SIAU (Gl. 5.104) entspricht. Die Werte nach SIAU liegen einheitlich ca. 50 % bis 70 % unter denen von EGNER, so dass im Gegensatz zur VOGEL eine Korrektur im gesamten Holzfeuchtebereich zwischen u = 0 und Fasersättigung mit Faktoren von 2 bis 3 erfolgen müsste, um die Diffusionskoeffizienten von EGNER zu erreichen. Noch größere Unterschiede weisen die nach KOPONEN berechneten Werte für D auf. Der Einfluss der Holzfeuchte und der Temperatur ist hier bedeutend geringer. Die Abweichungen zu EGNER steigen daher mit zunehmender Holzfeuchte und Temperatur. Bei $\vartheta = 80$ °C und u = 24 % ergibt sich nach KOPONEN ein Diffusionskoeffizient von $D = 0.6024 \cdot 10^{-9}$ m²/s, der von EGNER mit $D = 6.7743 \cdot 10^{-9}$ m²/s angegeben wurde. Bildet man die Verhältnisse von $D_{Egner}/D_{Koponen}$ mit den in Anhang 7 angegebenen Zahlen, so ergeben sich Werte zwischen 2.82 ($\vartheta = 40$ °C, u = 5 %) und 11.25 ($\vartheta = 80$ °C, u = 24 %).

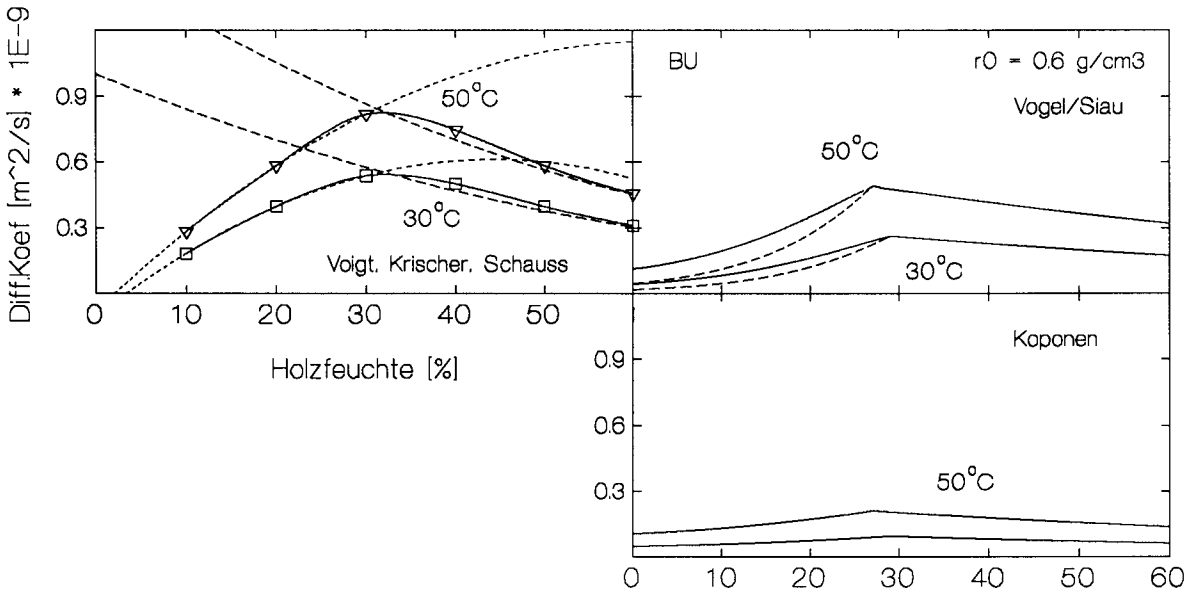


Abb. 5.24 Diffusionskoeffizient für *Buche* ($r_0 = 0.6$ g/cm³) nach VOIGT, KRISCHER, SCHAUSS (Gl. 5.97), SIAU (Gl. 5.104), VOGEL (Gl. 5.112) und KOPONNEN (Gl. 5.111, 5.112) in Abhängigkeit der Holzfeuchte bei verschiedenen Temperaturen (Erläuterung im Text)

Die experimentellen Ergebnisse von *Buche* ($r_0 = 0.6$ g/cm3) von VOIGT, KRISCHER, SCHAUSS (1940) für $\vartheta = 30$ °C und 50 °C sind, wie schon zuvor bei *Fichte*, den berechneten Diffusionskoeffizienten von SIAU, VOGEL und KOPONEN in Abb. 5.24 einander gegenüber gestellt. Die gestrichelten Kurven im linken Teil der Abbildung wurden mit Gl. 5.97 berechnet und ergeben eine gute Übereinstimmung mit den durchgezogenen Linien, die mit Symbolen gekennzeichnet sind und die Werte der Orginalarbeit darstellen. Deutlich ist das Maximum des Diffusionskoeffizienten bei Fasersättigung zu sehen. Der erneute Anstieg nach SCHAUSS ab u = 80 % ist aufgrund der Achseneinteilung in Abb. 5.24 nicht dargestellt und wird auch von keinem Modell vorhergesagt. Insgesamt liegen die von den Modellen SIAU, VOGEL und KOPONEN berechneten Diffusionskoeffizienten 50 % bis 80 % unter den gemessenen Werten von SCHAUSS, wobei eine Temperaturerhöhung von 30 °C auf 50 °C im Experiment den Diffusionskoeffizienten um den Faktor 1.5 steigen ließ. Der Temperatureinfluss auf den Diffusionskoeffizienten wird von den Modellen relativ einheitlich berechnet und führt zur einem Faktor 1.8 bis 2.6. Damit ist der berechnete Temperatureinfluss höher als von SCHAUSS angegeben. Gleichzeitig wird auch der Holzfeuchteeinfluss auf den Diffusionskoeffizienten durch die Modelle von SIAU und VOGEL stärker berücksichtigt. Die Erhöhung der Holzfeuchte von u = 12 % auf 29 % führt nach SCHAUSS zu einem Anstieg des Diffusionskoeffizienten bei $\vartheta = 30$ °C ca. um den Faktor 2 auf $D = 0.5265 \cdot 10^{-9}$ m²/s. Bei VOGEL wächst der Wert für D hierbei um den Faktor 3 und bei SIAU sogar um den Faktor 5 auf $D = 0.2703 \cdot 10^{-9}$ m²/s und ist dabei absolut gesehen

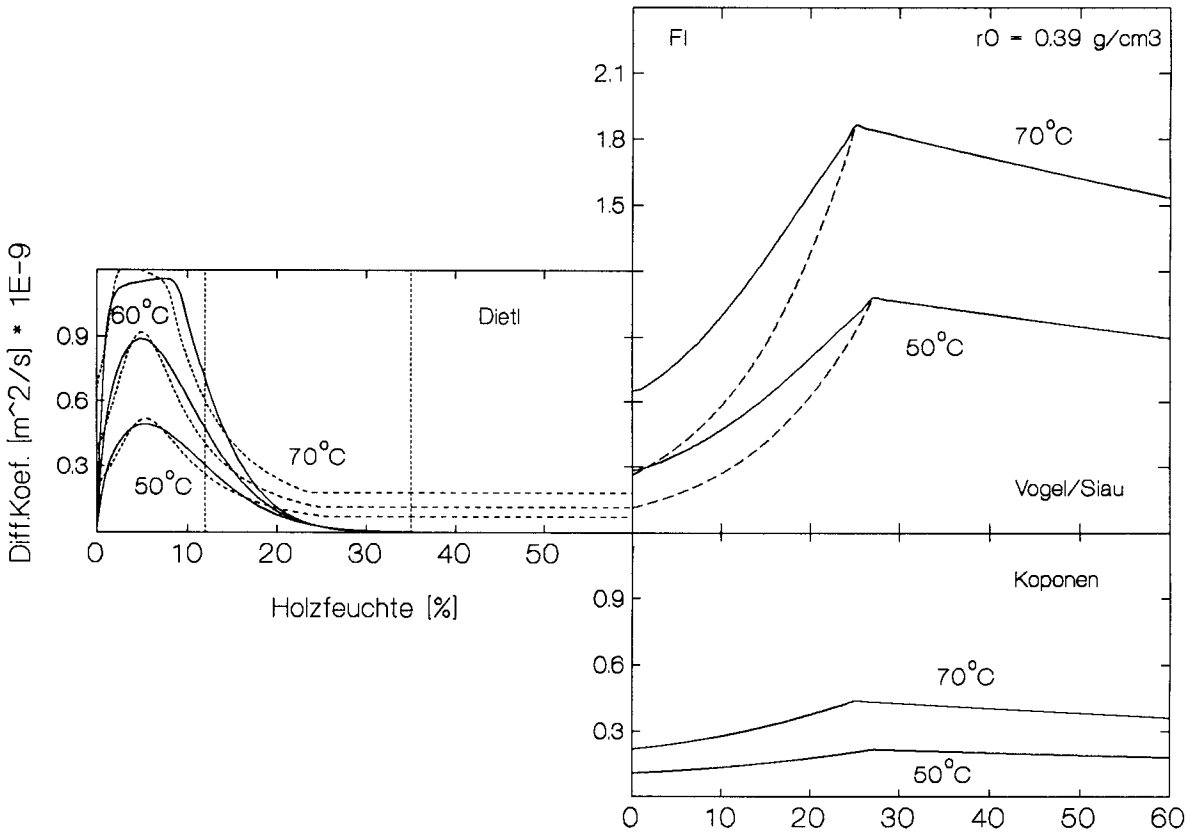


Abb. 5.25 Diffusionskoeffizient für *Fichte* ($r_0 = 0.39$ g/cm³) nach DIETL (Gl. 5.87), SIAU (Gl. 5.104, gestrichelte Linie), VOGEL (Gl. 5.112) und KOPONNEN (Gl. 5.111, 5.112) in Abhängigkeit der Holzfeuchte bei verschiedenen Temperaturen

nur halb so groß wie der von SCHAUSS. Der Holzfeuchteeinfluss bei KOPONEN ist bei der hier gewählten Einteilung der y-Achse nur noch schwach zu erkennen, obwohl der Diffusionskoeffizient bei $\vartheta = 30$ °C von u = 12 % auf 29 % von $D = 0.0604 \cdot 10^{-9}$ m²/s um ca. 36 % auf $D = 0.944 \cdot 10^{-9}$ m²/s steigt.

Einen prinzipiell anderen Verlauf zeigt der Diffusionskoeffizient von DIETL (Gl. 5.98) für *Fichte* mit $r_0 = 0.39$ g/m³. Diese Formel ergibt einen Anstieg des Diffusionskoeffizienten bei abnehmender Holzfeuchte(Abb. 5.25). Da diese Ergebnisse durch Anpassung an die Versuchsergebnisse gefunden wurden, ist ihre Gültigkeit auf das eingezeichnete Holzfeuchteintervall von 12 % bis 36 % und Temperaturen zwischen 50 °C und 70 °C beschränkt. Rein rechnerisch führt Gl. 5.98 zu einem ausgeprägten Maximum von D bei ca. 5 % und fällt für kleinere Holzfeuchten wieder ab. Erwartungsgemäß ergeben sich besonders bei Fasersättigung zwischen den Ansätzen von SIAU, VOGEL und KOPONEN extreme Unterschiede zu den von DIETL angegebenen Werten. Die Diffusionskoeffizienten von SIAU und VOGEL weisen den 15-fachen Wert von DIETL auf. Selbst die Berechnung nach KOPONEN, die bisher immer zu den niedrigsten Werten für D führte, ist um den Faktor 3 bis 4 bei u = 29 % größer. In dem oben genannten Holzfeuchtebereich liegen die Werte von DIETL, mit Ausnahme von KOPONEN bei u = 12 %, alle unter den Werten der anderen Modelle. Die Berechnung der Diffusionskoeffizienten nach DIETL (Gl. 5.98) erfolgte zum einen mit der von DIETL angegebenen Sorptionsgleichung (Gl. 5.39, 5.40). Sie sind als durchgezogene Linie eingezeichnet. Die Anwendung des HAILWOOD-HORROBIN-Modells (n=1) führt zu den gestrichelt eingezeichneten Kurvenverläufen. Der Einfluss der Sorptionsisotherme ist deutlich zu sehen. Während der Diffusionskoeffizient mit dem Sorptionsansatz von DIETL kontinuierlich mit der Holzfeuchte abnimmt und die Unterschiede zwischen den Temperaturen bei u = 20 % verschwinden, verharren die Werte, die mit HAILWOOD-HORROBIN bestimmt wurden, ab ca. u = 24 % auf konstantem Niveau. An dem prinzipiellen Unterschied zu den anderen Modellen ändert jedoch auch die Wahl des Sorptionsansatzes nichts.

Abschließend soll noch auf den Einfluss der Sorption beim allgemeinen Modell von SIAU (Gl. 5.104) bzw. VOGEL (Gl. 5.116) eingegangen werden. Bei den bisherigen Berechnungen wurde für alle Hölzer ein einheitliches Sorptionsverhalten zugrunde gelegt. Für die oben berechneten Werte von *Fichte* und *Buche* stimmen die Sorptionseigenschaften weitgehend überein und können sehr gut durch das Modell HAILWOOD-HORROBIN beschrieben werden. Wie in Kap. 5.4 dargestellt, weichen die Sorptionsisothermen besonders bei Tropenhölzern z. T. deutlich voneinander ab. Da mit Gl. 5.51 eine Formel zu Verfügung steht, mit der die Ergebnisse einzelner Sorptionsuntersuchungen (vgl. Anhang 6) eine Vorhersage der Holz-Ausgleichsfeuchte im gesamten Temperatur- und Holzfeuchtebereich ermöglichen, soll nun geprüft werden, ob der Einfluss der Holzart auf den Diffusionskoeffizienten, der bei SIAU über die Rohdichte berücksichtigt wird, sinnvoll durch die speziellen Sorptionseigenschaften der Holzart ergänzt werden kann, oder ob ein allgemeines Sorptionsmodell zur Berechnung von D ausreicht.

Wie schon in Kap. 5.4 wird für den Vergleich auf die im Sorptionsverhalten extremen Holzarten *Afzelia sp.* und *Aextoxicon punctatum* zurückgegriffen. Zusätzlich wurde der Diffusionskoeffizient von *Picea sitchensis* mit einer Rohdichte von $r_0 = 0{,}41$ g/cm³ und eine differentielle Schwindung von 0.34 berechnet. Eine Übersicht der verwendeten Eingangsgrößen ist in Abb. 5.26 zu sehen. Die linke Spalte repräsentiert einen allgemeinen Ansatz für Holz, der mit dem HAILWOOD-HORROBIN Modell (n=1) berechnet wurde. Die Fasersättigung wurde, wie allgemein üblich, mit 30 % angenommen, so dass sich eine maximale Volumenquellung $\alpha_{V,max}$ von 10.2 % ergab. In Spalte 2 bis 4 wird das Sorptionsverhalten mit Gl. 5.51 nach dem Ansatz von HART (1981) berechnet. Dabei wurden für *Fichte* (FI) u_{gl}-Werte aus Tabelle 5.4 verwendet.

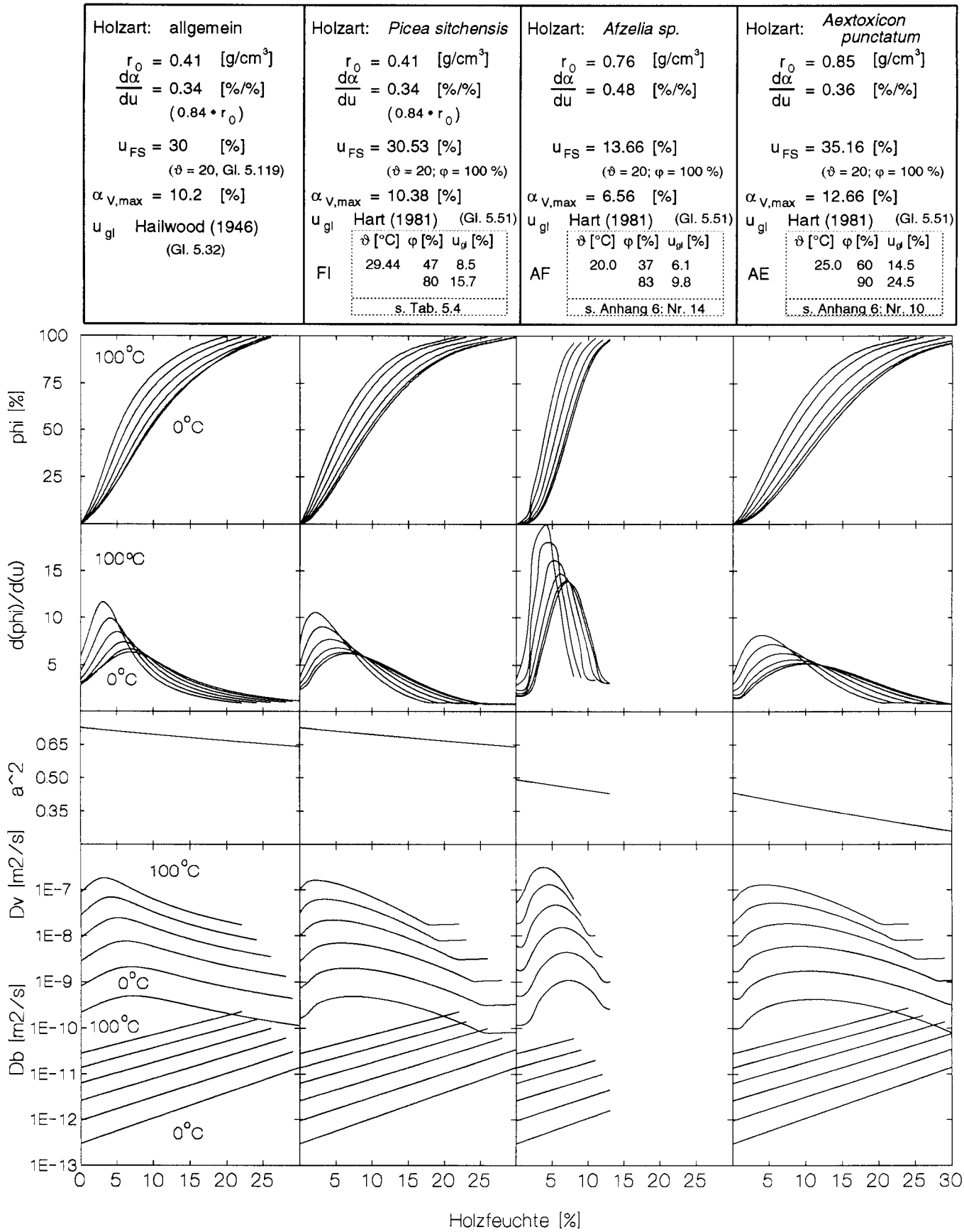


Abb. 5.26 Zur Herleitung des Diffusionskoeffizienten nach SIAU (Gl. 5.104) unter Berücksichtigung der Sorptionseigenschaften für *Picea sitchensis* (FI), *Afzelia sp.* (AF) und *Aextoxicon punctatum* (AE) (Erläuterung im Text)

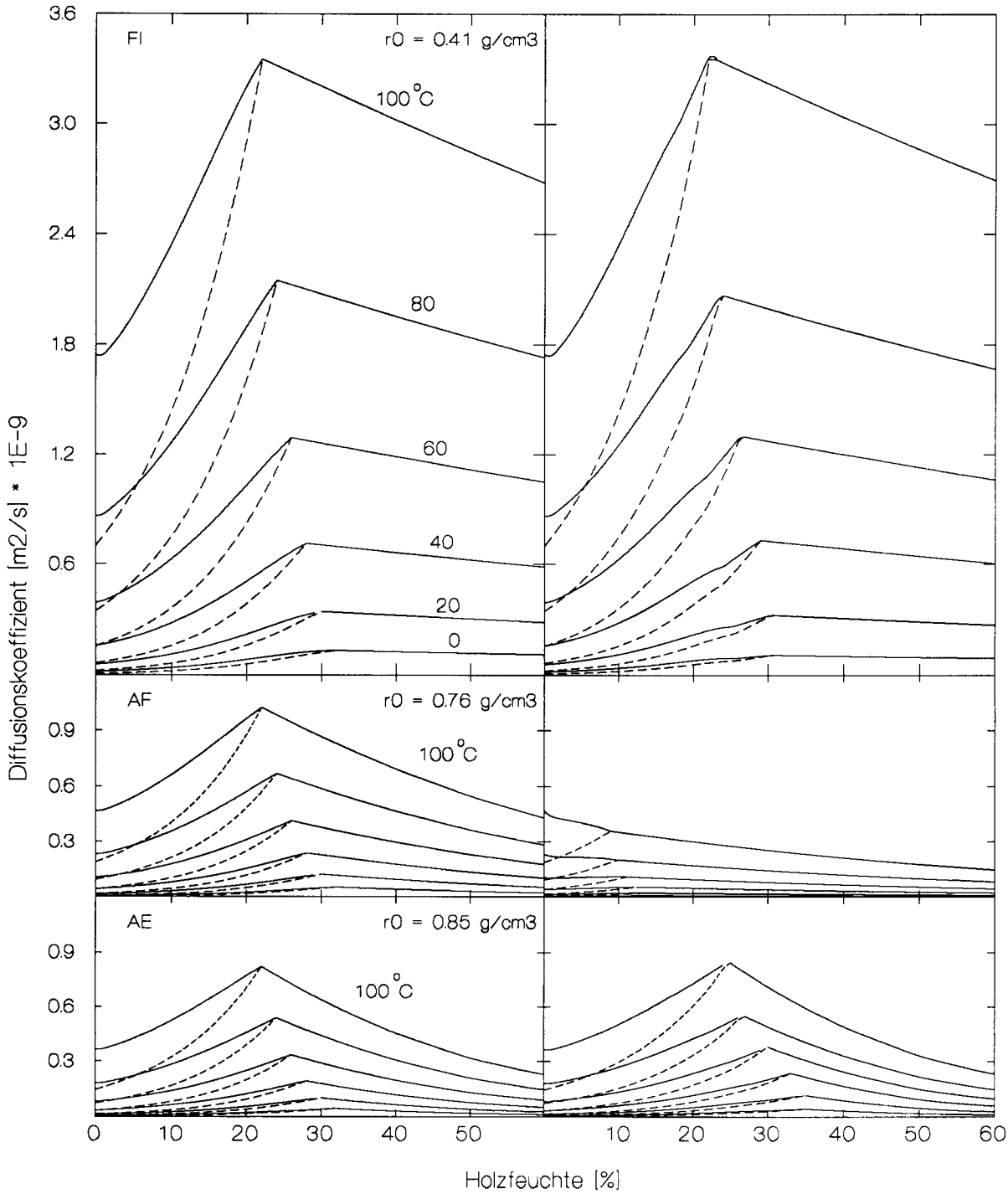


Abb. 5.27 Diffusionskoeffizient nach SIAU (Gl. 5.104, gestrichelte Linie) und VOGEL (Gl. 5.118) von *Picea sitchensis* (Fl), *Afzelia sp.* (AF) und *Aextoxicon punctatum* (AE) in Abhängigkeit der Holzfeuchte für verschiedene Temperaturen
(linke Spalte berechnet mit dem HAILWOOD-HORROBIN-Modell (n=2), Gl. 5.32
rechte Spalte berechnet mit Sorptionsansatz von HART (Gl. 5.51) und u_{gl}-
Werte aus Anhang 6, s. a. Abb. 5.26)

Die Angaben zur Holz-Ausgleichsfeuchte, Rohdichte und differentiellen Volumenquellung für *Afzelia sp.* (AF) und *Aextoxicon punctatum* (AE) sind dem Anhang 6 entnommen. Für *Afzelia sp.* ergibt sich damit eine Fasersättigungsfeuchte von 13.7 % und eine maximale Volumenquellung von 6.56 %. Die Werte für *Aextoxicon punctatum* betragen: $u_{FS} = 35.16$ % und $\alpha_{V,max} = 12.66$ %.

Abb. 5.26 zeigt die Werte für φ, $d\varphi/du$, a^2, D_V und D_B in Abhängigkeit der Holzfeuchte bis Fasersättigung für Temperaturen von 0 °C, 20 °C, 40 °C, 60 °C, 80 °C und 100 °C. Der Einfluss der Sorption auf $d\varphi/du$ und damit auf D_V ist deutlich zu sehen, wobei besonders die niedrige Fasersättigungsfeuchte von *Afzelia sp.* und die hohen Werte für $d\varphi/du$ auffallen. Der Diffusionskoeffizient D_V wächst mit steigender Holzfeuchte bis zu einem Maximum zwischen 3 % und 8 % und sinkt anschließend wieder. Die geraden Abschnitte am Ende der Kurven bei *Picea sitchensis*, *Afzelia sp.* und *Aextocicon punctatum* in Spalte 2 bis 4 ergeben sich aus der Berechnungsvorschrift der Gl. 5.51, in der ab $\varphi = 96$ % nur noch ein linearer Anstieg der Holz-Ausgleichsfeuchte vereinbart wurde. Die „bound-water" Diffusion D_B nimmt linear mit der Holzfeuchte zu und liegt ca. 3 bis 4 Zehnerpotenzen unter den Werten von D_V. Die Erhöhung der Temperatur führt zu einem deutlichen Anstieg von D_V und D_B. Das freie Porenvolumen steigt mit sinkender Holzfeuchte. Entsprechend der Rohdichte $r_0 = 0.85$ g/cm^3 beträgt der Porenraumanteil bei $u = 0$ % für *Aextoxicon punctatum* nur 0,4.

Die nach SIAU bzw. VOGEL berechneten Diffusionskoeffizienten zeigt Abb. 5.27. Die Ergebnisse für *Picea sitchensis*, *Afzelia sp.* und *Aextoxicon punctatum* sind untereinander dargestellt. Im linken Teil der Abbildung sind die Diffusionskoeffizienten zu sehen, die sich nach SIAU bzw. VOGEL und dem allgemeinen Sorptionsansatz von HAILWOOD-HORROBIN (n=2) für Temperaturen zwischen 0 °C und 100 °C ergeben. Die rechte Seite wurde bei sonst gleichen Bedingungen mit dem Sorptionsansatz von HART (Gl. 5.51) berechnet. Bei *Fichte* zeigt sich die gute Übereinstimmung zwischen den Sorptionsmodellen auch bei den berechneten Diffusionskoeffizienten. Die Unterschiede sind zu vernachlässigen. Ein deutlicher Unterschied zwischen den Ansätzen ergibt sich bei *Afzelia sp.* Aufgrund der höheren Rohdichte (geringerer Porenanteil) liegen die Diffusionskoeffizienten insgesamt unter denen von *Fichte*. Wie zu sehen, verlaufen die mit dem Ansatz von SIAU (gestrichelte Kurve) berechneten Diffusionskoeffizienten in beiden Fällen gleich. Aufgrund der nach HART prognostizierten Fasersättigungsfeuchte von 13.7 % für $\vartheta = 20$ °C , die mit steigender Temperatur noch weiter abnimmt, wird die Berechnung zu einem früheren Zeitpunkt abgebrochen. Der abweichende Verlauf von φ und $d\varphi/du$ bei *Afzelia sp.* spielt demnach bei der Ermittlung des Diffusionskoeffizienten keine entscheidende Rolle. Die Abnahme von D nach SIAU bei Holzfeuchten zwischen 0 % und 10 % ist geringer als zwischen 20 % und 30 %, so dass mit der Korrekturfunktion von VOGEL bei niedrigen Fasersättigungsfeuchten der Einfluss der Holzfeuchte überkompensiert wird. Daher erhöht sich der Diffusionskoeffizient nach VOGEL für *Afzelia sp. mit* abnehmender Holzfeuchte, bei dem die speziellen Sorptionseigenschaften berücksichtigt wurden. Auch für *Aextoxicon punctatum* ist der Einfluss der Fasersättigungsfeuchte auf den Diffusionskoeffizienten zu sehen. Das Maximum der Kurven verlagert sich nach rechts. Die hohe Rohdichte von $r_0 = 0.86$ g/cm^3 führt jedoch zu einem vergleichsweise flachen Kurvenverlauf. Die Abweichungen der Fasersättigungsfeuchte treten nicht so stark in Erscheinung und die mit verschiedenen Sorptionsansätzen berechneten Diffusionskoeffizienten liegen in vergleichbaren Größenordnungen.

Folgt die Trocknung von Holz dem FICKschen-Gesetz, so beschreibt der Diffusionskoeffizienten den Einfluss des Holzes auf den Feuchtestrom als Folge eines Feuchtegefälles. Nach den Überlegungen von KRISCHER (1938) muss in porigen Gütern zwischen dampfförmig transportiertem Wasser und kapillarer Leitung unterschieden werden. Entsprechend der Porenstruktur sind noch weitere Transportmechanismen vorhanden, die jedoch eine genaue Kenntnis der

Porenverteilung voraussetzen. Sie werden daher bis heute noch nicht für die Modellierung des Wassertransports im Holz genutzt (vgl. Abb. 5.1). Vereinfachend geht man heute davon aus, dass die Feuchtebewegung zum Teil dampfförmig in den Poren, als Folge eines Dampfteildruckgefälles, stattfindet und nur unterhalb Fasersättigung vorliegen kann. Ein anderer Teil wird kapillar oder durch Oberflächendiffusion in der Zellwand transportiert. Über Fasersättigung ist ausschließlich die kapillare Leitung für den Wassertransport verantwortlich. VOIGT, KRISCHER, SCHAUSS (1940) zeigten, dass mit steigenden Temperaturen die Trocknungsgeschwindigkeit zunahm und dann im Wesentlichen für $u < u_{FS}$ durch die Dampfdiffusion bestimmt wurde. Ihre formale Beschreibung des Diffusionskoeffizienten erforderte empirische Funktionen, die den kapillaren Wassertransport und den Diffusionswiderstandsfaktor in Abhängigkeit der Holzfeuchte und Temperatur beschrieben und für jede Holzart neu zu bestimmen waren. Um diesem Problem zu entgehen, entwickelte SIAU (1971) ein Diffusionsmodell, das den Feuchtetransport durch ein elektrisches Ersatzschaltbild beschreibt. Hierbei wird der Anteil der Dampfdiffusion und der „bound-water" Diffusion entsprechend dem sich mit der Holzfeuchte ändernden Porenvolumen gewichtet. Ein empirischer Ansatz beschreibt die „bound-water" Diffusion. Die Dampfdiffusion in Folge eines Dampfteildruckgefälles kann mit Hilfe der allgemeinen Gasgleichung und der Sorption hergeleitet werden. SIAU erhält damit einen Ausdruck für den Diffusionskoeffizienten, der durch die Rohdichte und die Holzfeuchte definiert ist. Da die Dampfdiffusion nur unterhalb Fasersättigung stattfinden kann, erscheint es sinnvoll, bei der Beschreibung des Diffusionskoeffizienten die tatsächliche Fasersättigungsfeuchte zu berücksichtigen. Liegen hierzu keine Meßwerte vor, kann mit dem Sorptionsansatz von HART (1981) eine Abschätzung der Fasersättigungsfeuchte erfolgen. Die Anwendung spezieller Sorptionsisothermen bei der Umrechnung des Dampfdruckgefälles in ein Feuchtegefälle ist für die Herleitung des Diffusionskoeffizienten aufgrund des geringen Einflusses nicht erforderlich. Hierfür reicht das allgemeine Sorptionsmodell von HAILWOOD-HORROBIN aus. Der Sorptionsansatz von DIETL (1995) ist in diesem Zusammenhang unbrauchbar.

Wie schon EGNER (1934) und VOIGT, KRISCHER, SCHAUSS (1940) experimentell nachwiesen, führt die Zunahme der Holzfeuchte bis Fasersättigung zu einem Anwachsen des Diffusionskoeffizienten, das auch mit dem Modell von SIAU (1971) beschrieben wird. VOGEL (1989) erweiterte den Ansatz von SIAU für Holzfeuchten über Fasersättigung. Gleichzeitig wurde eine Korrektur für Holzfeuchten für $u < u_{FS}$ vorgenommen, um eine bessere Übereinstimmung der Berechnung mit den von WELLING (1987) angegebenen Trocknungsdaten (Profilfeuchten in von *Fichte* bei Konstanttrocknung in Abhängigkeit der Trockenzeit) zu erhalten. Damit wird der allgemeine Ansatz von SIAU, der die theoretischen Überlegungen von KRISCHER berücksichtigt, wieder zu einer weitgehend empirischen Funktion, wie sie auch von KOPONEN vorgestellt wurde. Alle Diffusionskoeffizienten zeigen einen ähnlichen Kurvenverlauf in Abhängigkeit der Holzfeuchte mit einem ausgeprägten Maximum bei Fasersättigung. Damit enden aber auch schon die Gemeinsamkeiten. Der Vergleich zeigt zum einen große Unterschiede zwischen den allgemeinen Modellen, die auch keine Übereinstimmung mit den in Experimenten gewonnen Daten aufweisen. Selbst für die Holzart *Fichte* weichen die Angaben verschiedener Autoren zum Diffusionskoeffizienten deutlich voneinander ab. So führt das Anpassungsverfahren von DIETL (1995) dazu, dass entgegen der vorherrschenden Meinung der Wert von D mit abnehmender Holzfeuchte steigt. Mit den Ergebnissen von KOPONEN und EGNER, die ebenfalls Untersuchungen an *Fichte* durchführten, variiert der Diffusionskoeffizient von *Fichte* zwischen ca. 10^{-14} und 10^{-9} [m^2/s]. Diese Unterschiede sind nicht durch den Rohdichte-, Temperatur- und Holzfeuchteeinfluss zu erklären. Es zeigt sich, dass aus den bisher vorhandenen Messergebnissen und den vorgestellten Modellen keine einheitliche Beschreibung des Diffusionskoeffizienten im Holz möglich ist.

Übersicht 5.13 Korrekturfunktion für den Diffusionskoeffizienten nach HART (1981)

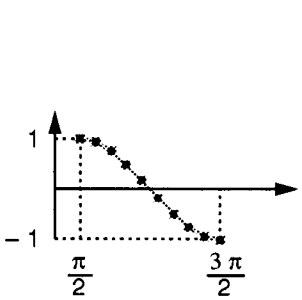
$$D = k \cdot D_{Basis} \qquad [m^2/s] \qquad 5.120$$

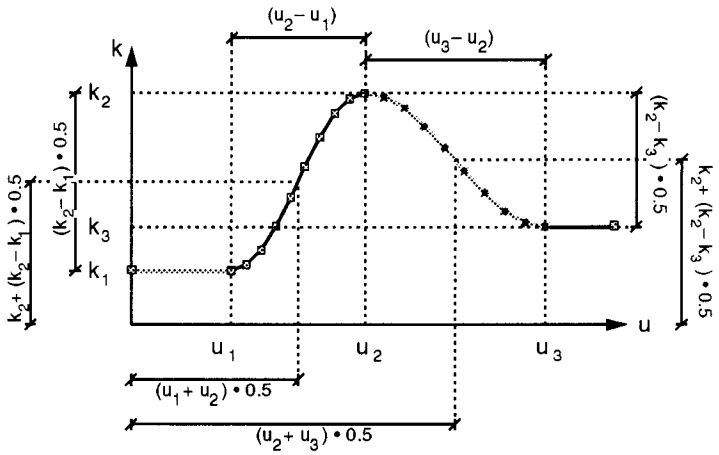
$$k = \begin{cases} k_1 & ; \quad u \le u_1 \\ k_1 + (k_2 - k_1) \cdot 0.5 \cdot \left(1 + \sin\left[\pi \left(\dfrac{u - (u_1 + u_2) \cdot 0.5}{u_2 - u_1}\right)\right]\right) & ; \quad u_1 < u \le u_2 \quad 5.121 \\ k_2 + (k_3 - k_2) \cdot 0.5 \cdot \left(1 + \sin\left[\pi \left(\dfrac{u - (u_2 + u_3) \cdot 0.5}{u_3 - u_2}\right)\right]\right) & ; \quad u_2 < u \le u_3 \quad 5.122 \\ k_3 & ; \quad u_3 < u \end{cases}$$

für $u = u_2$: $\sin(\pi \cdot (-0.5)) = -1$

$u = u_3$: $\sin(\pi \cdot (+0.5)) = 1$

Ergebnis zwischen 0 und 2





Diese Unsicherheit mag dazu beigetragen haben, dass HART (1981) in seinem Simulationsmodell eine Beschreibung des Diffusionskoeffizienten wählt, die durch den Anwender in beliebiger Weise an die Versuchsergebnisse durch die Wahl spezieller Parameter angepasst werden kann. Ausgehend von einem Basis-Diffusionskoeffizienten D_{Basis} für eine bestimmte Holzfeuchte und Temperatur, erfolgt die Holzfeuchtekorrektur durch eine Sinusfunktion, bei der die Spreizung durch zwei Intervallgrenzen vorgegeben wird. Die Übersicht 5.13 beschreibt das prinzipielle Vorgehen. Als Parameter sind der Funktion neben dem Basis-Diffusionskoeffizienten 3 Wertepaare (u;k) zu übergeben. Für Holzfeuchten unter u_1 bleibt der Korrekturfaktor k konstant. Im Intervall u_1 bis u_2 verändert sich der k-Wert entsprechend einer Sinusfunktion im Bereich $\pi/2$ – $3\pi/2$. Wird, wie in der Abbildung zu sehen, $k_2 > k_3$ gewählt, so folgt im Feuchteintervall u_2 bis u_3 eine entsprechende Abnahme der Korrekturfunktion bis auf den Wert k_3. Oberhalb von u_3 wird wiederum ein konstanter Korrekturfaktor angenommen. Mit dieser Definition lassen sich beliebige Funktionsverläufe bilden. So kann auch der von DIETL (1995) angegebene Verlauf des Diffusionkoeffizienten einfach nachgebildet werden, indem $k_1 > k_2$ gewählt wird. Die Gl. 5.121 und Gl. 5.122 können leicht ergänzt werden, indem z.B. u_2 mit Gl. 5.119 berechnet wird, um den Einfluss der Temperatur auf die Fasersättigungsfeuchte nachzubilden. Für die Korrektur der Temperatur auf den Diffusionskoeffizienten bildet HART das Verhältnis der Sättigungs-

dampfdrücke bei der aktuellen Trocknungstemperatur und der Temperatur, die für den Basisdiffusionskoeffizient angenommen wurde. RESSEL (1987, S. 128 ff) wendete diese Methode ebenfalls bei seinen Simulationen der Holztrocknung an. Der Basis-Diffusionskoeffizienten wird dabei mit dem Ansatz von SIAU für $\vartheta = 20$ °C und $u = 2$ % aus den allgemeinen Angaben zur Holzart ableitete (vgl. Übersicht 5.11).

Die Auswirkungen der unterschiedlichen Ansätze zur Beschreibung des Diffusionskoeffizienten auf die Holzfeuchteprofile und die mittlere Trocknungskurve werden in Kap. 7 beschrieben. Dabei werden neben den Simulationsergebnissen auch die einfachen Trocknungsmodelle aus Kap. 3 mit den Ergebnissen experimenteller Trocknungsversuche verglichen.

5.8 Mechanische und rheologische Eigenschaften quer zur Faser

Die im Spannungsmodell benötigten Holzeigenschaften sind je nach Autor unterschiedlich. So verwendet VOGEL (1989) für die Spannungsberechnung nur den E_{tan}-Modul und einen Korrekturfaktor, der die Trocknungsspannungen als Folge von Kriechvorgängen reduziert. Die differentielle Schwindung wird aus der Rohdichte abgeleitet. Die entsprechenden Formeln sind in Übersicht 4.5 aufgeführt.

Für das von WELLING (1987) angewandte Spannungsmodell sind neben $E_{1,tan}$-Modul und Rohdichte r_0 auch Angaben zur Maximalspannung σ_{Max}, Spannung an der Proportionalitätsgrenze $\sigma_{prop.}$ und einem erweiterten $E_{2,tan}$-Modul nötig, um die sofortige plastische Dehnung zu berechnen (vgl. Abb. 4.3). Das zeitabhängige Verformungsverhalten wird durch ein Feder-Kolben-Modell beschrieben, für das der Relaxationsmodul $E_{Relax.}$ und zwei Viskositäten $\eta_{visko.}$ und $\eta_{plast.}$ bekannt sein müssen (vgl. Übersicht 4.8). Die Materialeigenschaften quer zur Faser ermittelte WELLING an *Fichte* und *Buche* in Zug- und Biegekriechversuchen. In speziellen Versuchsanlagen konnten Versuche mit Holzfeuchten zwischen 6 % und 18 % und die Temperaturen zwischen 25 °C und 80 °C durchgeführt werden. Ein Vergleich mit Werten aus der Literatur (u.a. YOUNGS 1957; GOULET, 1960; FUCHS, 1963; SIIMES 1967; BODIG 1982) ist bei

Übersicht 5.14 Allgemeine Funktion zur Beschreibung der mechanischen und rheologischen Eigenschaften quer zur Faser in Abhängigkeit der Holzfeuchte, Temperatur und Rohdichte nach WELLING (1987)

$$y = a \cdot u + b \cdot \vartheta + c \cdot r_0 + d \qquad 5.123$$

$$-\left[\; y_{Basis} = a \cdot 12 + b \cdot 20 + c \cdot r_{0,\,Basis} + d \;\right] \qquad 5.124$$

$$y - y_{Basis} = a\,(u - 12) + b\,(\vartheta - 20) + c\left(r_0 - r_{0,\,Basis}\right) \quad \Big| : y_{Basis} \qquad 5.125$$

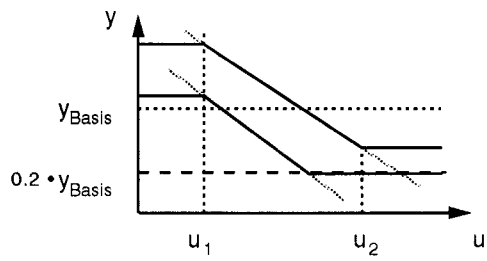
$$\frac{y}{y_{Basis}} - 1 = \frac{a}{y_{Basis}}(u - 12) + \frac{b}{y_{Basis}}(\vartheta - 20) + \frac{c}{y_{Basis}}\left(r_0 - r_{0,\,Basis}\right) \qquad 5.126$$

$$\Big| \quad a' = \frac{a}{y_{Basis}} \;;\; b' = \frac{b}{y_{Basis}} \;;\; c' = \frac{c}{y_{Basis}}$$

$$\frac{y}{y_{Basis}} = 1 + a'(u - 12) + b'(\vartheta - 20) + c'\left(r_0 - r_{0,\,Basis}\right) \quad \Big| \cdot y_{Basis} \qquad 5.127$$

$$y = y_{Basis}\left(1 + a'(u - 12) + b'(\vartheta - 20) + c'\left(r_0 - r_{0,\,Basis}\right)\right) \qquad 5.128$$

mit u Holzfeuchte [%]
ϑ Temperatur [°C]
r_0 Rohdichte (u=0%) [g/cm³]

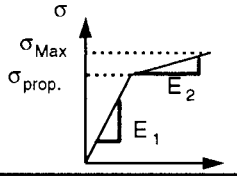
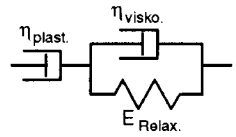


WELLING (1987, S. 89 ff) zu finden. Es folgt daher an dieser Stelle nur eine kurze Wiedergabe der experimentellen Ergebnisse für *Fichte* und *Buche* in tangentialer Richtung von WELLING. Sie stellen in der Simulation des Trocknungsverhaltens allgemeine Ausgangswerte für die Berechnung der Trocknungsspannungen von Nadel- bzw. Laubholz dar (Kap. 4.2), da entsprechende Angaben für andere Holzarten z.Z nicht vorhanden sind.

Durch Anwendung multipler Regressionsrechnung wurde der Einfluss der Holzfeuchte, Temperatur und Rohdichte auf die Eigenschaften entsprechend der allgemeinen Gleichung 5.123 bestimmt. Durch einfache Umformung erhält man Gl. 5.128, in der die gesuchte Eigenschaft mit einem Basiswert y_{Basis} ausgedrückt wird. Der Basiswert beschreibt die Eigenschaft bei u = 12 %, ϑ = 20 °C und $r_{0,Basis}$ = 0.45 g/cm³ (*Fichte*) bzw. $r_{0,Basis}$ = 0.65 g/cm³ (*Buche*) entspr. Gl. 5.124. Zusätzlich zu den Koeffizienten y_{Basis}, a´, b´ und c´ der Gl. 5.128 werden obere und untere Grenzwerte angegeben, die den Einfluss der Holzfeuchte auf ein Intervall zwischen u_1 und u_2 begrenzen. Für Holzfeuchten unter u_1 bzw. über u_2 wird der Einfluss der Holzfeuchte als konstant angenommen (vgl. Skizze in Übersicht 5.14). Zusätzlich wird vereinbart, dass der y-Wert nicht den Wert (0.2 • y_{Basis}) unterschreiten darf.

In Tabelle 5.6 sind für E_1, E_2, σprop., $\sigma_{Max.}$, E_{Relax}, $\eta_{visko.}$ und $\eta_{plast.}$ die Koeffizienten y_{Basis}, a´, b´, c´ sowie Holzfeuchten u_1, u_2 für Gl. 5.128 angegeben. Erwartungsgemäß führt die Zunahme der Holzfeuchte und Temperatur zu einer Verringerung der Eigenschaften. Bei Proben mit höherer Rohdichte wurde demgegenüber ein Anstieg der E-Module, Spannungen und Viskositäten ermittelt.

Tab. 5.6 Koeffizienten für Gl. 5.128 (*Fichte* und *Buche* tangential) zur Beschreibung der Eigenschaften quer zur Faser nach Versuchen von WELLING (1987)

		y_{Basis}	a´	b´	c´	u_1	u_2	Koeff. der Gl. 5.128
Fichte (tan.)	E_1	413.3	− 0.0408	− 0.0042	1.793	6	22	sofortige plastische Deformation s. Abb. 4.3
	E_2	328.7	− 0.0492	− 0.0060	1.734	6	22	
	$\sigma_{prop.}$	1.79	− 0.0211	− 0.0084	1.135	6	22	
	σ_{Max}	3.93	− 0.0135	− 0.0065	2.307	6	22	
	$E_{Relax.}$	1437	− 0.0437	− 0.0085	2.400	14	22	Kriechdeformation s. Übersicht 4.8
	$\eta_{visko.}$	143 E 4	− 0.0549	− 0.0070	2.447	14	22	
	$\eta_{plast.}$	3239 E 4	− 0.0371	− 0.0079	1.556	14	22	
Buche (tan.)	E_1	765.4	− 0.0466	− 0.0023	2.512	6	26	
	E_2	562.9	− 0.0554	− 0.0041	1.819	6	26	
	$\sigma_{prop.}$	3.67	− 0.0448	− 0.0068	0.645	6	26	
	σ_{Max}	7.66	− 0.0369	− 0.0075	0.797	6	26	
	$E_{Relax.}$	1482	− 0.0250	− 0.0060	2.500	14	26	
	$\eta_{visko.}$	183 E 4	− 0.0260	− 0.0091	3.770	14	26	
	$\eta_{plast.}$	1840 E 4	− 0.0029	− 0.0060	2.000	14	26	

mit

E Elastizitätsmodul [N/mm²]
Index 1 E-Modul bis $\sigma_{prop.}$
2 erweiterter E-Modul
Relax. Relaxationsmodul

u Holzfeuchte [%]
Index 1 unterer Grenzwert
2 oberer Grenzwert

σ Spannung [N/mm²]
Index prop. Proportionalitätsgrenze
Max. Maximalspannung

η Viskosität [Ns/mm²]
Index plast. plastische Dehnung
visko. reversible Verformung

VOGEL (1989) gibt für die Berechnung der maximal zulässigen Zugspannung quer zur Faser die Gleichung 5.129 an. Abweichend zu Gl. 5.128 wird der Rohdichteeinfluss über eine quadratische Gleichung berücksichtigt, die in Anlehnung an Gl. 5.128, den Basiswert für die Holzfeuchte- und Temperaturkorrektur bildet.

$$\sigma_{Max} = y_{Basis}\ (1 + a'(u - 12) + b'\ (\vartheta - 20)\ ) \qquad [N/mm^2] \qquad (5.129)$$

$$y_{Basis} = 13.35 - 55\ r_0 + 73.63\ r_0^2$$

$$a' = -0.024 \quad \text{mit} \quad u_1 = 8 \quad u_2 = 18 \quad \text{(s. Übersicht 5.14)}$$

$$b' = -0.005$$

Größen und Einheiten wie in Übersicht 5.14

Der Einfluss der Holzfeuchte wird nur für Holzfeuchte zwischen 8 % und 18 % berücksichtigt und ist im Gegensatz zu den Angaben von WELLING ca. doppelt so groß. Die Erhöhung der Temperatur führt demgegenüber bei VOGEL zu einer geringeren Abnahme der zulässigen Maximalspannung als bei WELLING (1987). Der Wert für σ_{Max} wird im Ansatz von VOGEL (1989) nicht für die Herleitung der Trocknungsspannungen benötigt. Die maximal zulässige Zugspannung quer zur Faser kann jedoch für die Bewertung der Trocknungsspannungen benutzt werden. Je kleiner das Verhältnis σ/σ_{Max} desto geringer ist das Rissrisiko bei der Trocknung. Werte über 1 zeigen die Entstehung von Trocknungsrissen im Brett an.

6. Trocknungsbedingungen

Der Trocknungsvorgang im Holz wird neben den Eigenschaften des Holzes (u.a. Holzart, Brettdicke, Anfangs-/Endfeuchte, Rohdichte, Splint-/Kernholz, Vorbehandlung) ganz entscheidend durch die Wahl der Trocknungsbedingungen bestimmt. Bei der Frischluft-/Ablufttrocknung umspült heiße Trocknerluft das Holz. Die Holzfeuchte wird in die Gasphase überführt und von der Trocknerluft aufgenommen. Wie in Kap. 5.7 gezeigt, ist der Diffusionskoeffizient stark temperaturabhängig, so dass über die Wahl der Lufttemperatur der Stofftransport im Holz beeinflusst wird. Der in der Trocknerluft enthaltene Wasserdampf bestimmt die Holz-Ausgleichsfeuchte an der Brettoberfläche und beeinflusst damit das Holzfeuchtegefälle im Brettquerschnitt. Entsprechend dem FICKschen-Gesetz steigt der Stoffstrom mit wachsendem Konzentrationsgefälle. Die Erhöhung der Luftgeschwindigkeit führt zu einem höheren Stoff- und Wärmetransport an der Brettoberfläche. Nur bei hohen Holzfeuchten und in der Aufheizphase beschleunigt eine hohe Luftgeschwindigkeit den Trocknungsvorgang. Sichtbare Zeichen hierfür sind die deutlichen Unterschiede in Temperatur und rel. Luftfeuchte vor und hinter dem Stapel. Wie schon in Kap. 4.4 ausgeführt, ist der Einfluss der Luftströmung auf die Trocknungsgeschwindigkeit im weiteren Trocknungsverlauf, wenn die Brettoberfläche unter Fasersättigung abgetrocknet ist, vergleichsweise gering. Eine schnelle Trocknung wird daher im Wesentlichen bei hohen Temperaturen und niedrigen rel. Luftfeuchten erreicht. Die Anwendung „scharfer" Klimabedingungen ist jedoch begrenzt, um Trocknungsfehler des Holzes (u.a. Zellkollaps, Oberflächenrisse, Innenrisse, Restspannungen, Verfärbungen, Harzfluss) zu vermeiden. Daher wurden zahlreiche Trocknungsversuche durchgeführt, um Trocknungspläne zu erhalten, die eine schnelle und fehlerfreie Trocknung ermöglichen. Sie liegen heute in umfangreichen Sammlungen vor, die für verschiedenste Hölzer, Sortimente und Brettdicken die Trocknungsbedingungen in Abhängigkeit der mittleren Holzfeuchte beschreiben (u.a. PRATT, 1974; KINIMONTH, WILLIAMS, 1974; McMILLEN, WENGERT, 1977; BRUNNER-HILDEBRAND, 1987; BOONE, KOZLIK, BOIS, WENGERT, 1988; CAMPBELL zit. MILLS, ROZSA, 1991).

Die Messung der Luftfeuchtigkeit in der Trockenkammer wird auch heute noch oft mit Psychrometern durchgeführt, so dass in den Trocknungsplänen die Klimabedingungen mit Trocken- und Feuchttemperaturen bzw. Psychrometerdifferenzen angegeben werden. Gleichzeitig finden sich jedoch auch Angaben zur rel. Luftfeuchte, zur Holz-Ausgleichsfeuchte oder zum Trocknungsgefälle, um den Zustand der Trocknerluft zu beschreiben. Mit Funktionen zum Sättigungsdampfdruck in Abhängigkeit der Temperatur und dem Dampfteildruck in Abhängigkeit der Trocken- und Feuchttemperatur können die Psychrometerangaben in rel. Luftfeuchtewerte umgerechnet werden, die dann die Berechnung der Holz-Ausgleichsfeuchte ermöglichen. Mit den Zusammenhängen zwischen Psychrometerangaben und rel. Luftfeuchte, die in Kap. 6.1 und 6.2 beschrieben werden, ist es möglich, die Trocknungspläne der verschiedenen Quellen einheitlich darzustellen und zu vergleichen (Kap. 6.3).

6.1 Sättigungsdampfdruck

Entsprechend dem Gesetz von DALTON (1766 - 1844) fasst man feuchte Luft als Mischung der Komponenten Luft und Wasserdampf auf, indem die Summe der Partialdrücke den Gesamtdruck p ergeben. Dabei verteilen sich die trockene Luft sowie der Wasserdampf im gesamten Volumen, als ob sie alleine vorhanden wären. Bei Wasserdampf-Luftgemischen ist zu berücksichtigen, dass sich der Anteil vom Wasserdampfteildruck p_{DT} nicht beliebig steigern lässt. Wird der Sättigungsdampfdruck p_{DS} überschritten, führt eine weitere Dampfzufuhr zur Nebelbildung. Es kann keine weitere Feuchtigkeit als Dampf aufgenommen werden.

Die Berechnung von p_{DS} in Abhängigkeit von der Temperatur kann mit verschiedenen empirischen Formeln erfolgen. Übersicht 6.1 zeigt einige Formeln, die der Literatur entnommen wurden. BAEHR (1992) stellt die in Gl. 6.1 angegebene ANTIONE-Gleichung vor, die eine einfache Beziehung zwischen Sättigungsdampfdruck und Temperaturen zwischen 0.1 °C und 70 °C darstellt. Die hiermit berechneten Werte für p_{DS} „weichen nur um 8 ‰ von den sehr genauen Dampfdruckwerten von WEXLER (1976) ab". Eine vergleichbare Formel mit dem Zehnerlogarithmus veröffentlicht MILIZTER (1985), die für Temperaturen zwischen 15 °C und 99 °C „den Sättigungsdampfdruck mit guter Genauigkeit beschreibt" und sich auf Tabellenwerte von WUKALOWITSCH (1958) bezieht. In dieser Veröffentlichung sind die Tabellenwerte mit Gl. 6.3 nach GARRY (o.A) berechnet. Die vom Deutschen Wetterdienst DWD herausgegebenen *Aspirations-Psychrometer-Tafeln* (1978) basieren demgegenüber auf einer Formel von MAGNUS (1808 - 1870, Gl. 6.4), in der für negative Temperaturen zwischen Sättigungsdampfdruck über Eis und Wasser unterschieden wird. Die World Meteorological Organisation WMO benutzt den in Gl. 6.5 angegebenen Zusammenhang zwischen p_{DS} und ϑ, die auf GOFF-GRATCH (o.A.) zurückgeht und für Temperaturen zwischen 0 °C und 100 °C gültig ist (vgl. DIN 50010, Teil 2). Die vom VDI veröffentlichte Gl. 6.6 beschreibt den Sättigungsdampfdruck für Temperaturen bis 800 °C und 1000 at. Sie geht auf eine Vereinbarung des Internationalen Formulation Commitee (IFC - „The 1967 IFC-Formulation for Industrial Use") zurück, die auf der 6. Internationalen Dampftafelkonferenz im Jahre 1967 getroffen wurde. Die vom VDI (1968) angegebenen Tabellen sind mit diesen Formeln berechnet und liegen innerhalb der Toleranzen der Rahmentafel, die auf allen als zuverlässig angesehenen Messwerten beruhen.

Vergleicht man die Formeln aus Übersicht 6.1 untereinander und mit Tabellenwerten von BLANKE (1989) ergeben sich die in Tab. 6.1 aufgeführten absoluten und relativen Abweichungen (Mittelwert und Spannweite). Die Berechnung von p_{DS} erfolgte entsprechend den Angaben der Tabelle für 31 Temperaturen im Bereich zwischen 0 °C und 100 °C. Die Werte in Klammern geben die Temperaturen wieder, bei der die maximalen Abweichungen berechnet wurden.

Die beste Übereinstimmung mit den Tabellenwerten weisen die Formeln von WMO (Gl. 6.5) und VDI (Gl. 6.6) auf. Die relative mittlere Abweichung beträgt nur 0.12 % bzw. 0.13 %, wobei nach Gl. 6.5 die mittlere absolute Abweichung mit 4.51 Pa geringfügig unter den Werten der Gl. 6.6 mit 6.46 Pa liegt. Vergleicht man die Ansätze untereinander, so zeigt sich für den berechneten Temperaturbereich eine sehr gute Übereinstimmung zwischen GARRY, WMO und VDI. Die Sättigungsdampfdruckwerte weichen im Mittel nur um 0.5 % bzw. 0.2 % voneinander ab. Die einfachen Gleichungen von BAEHR und MILITZER unterscheiden sich zu den Werten nach VDI um durchschnittlich 0.16 % bzw. 0.33 % und zeigen untereinander die höchsten rel. Abweichungen von 0.49 %. Insgesamt bleiben die relativen Abweichungen für die berechneten Temperaturen unter 1 %, so dass mit allen Formeln eine ausreichend genaue Beschreibung des Sättigungsdampfdruckes in Abhängigkeit der Temperatur gelingt.

Übersicht 6.1 Formeln zur Berechnung des Sättigungsdampfdruckes

6.1 Baehr (1992)

$$\ln(p_{DS}) = 19.0160 - \frac{4064.95}{\vartheta + 236.25} \quad [\text{mbar}]$$

6.2 Militzer (1985)

$$\log(p_{DS}) = 10.19614 - \frac{1730.63}{\vartheta + 233.426} \quad [\text{Pa}]$$

6.3 Garry (o.A.)

$$\log(p_{DS}) = 0.014199 - 3142.305\left(\frac{1}{T} - \frac{1}{373.16}\right) + 8.2\log\left(\frac{373.16}{T}\right) - 0.0024804\,(373.16 - T) \quad [\text{at}]$$

6.4 Magnus (o.A.) (zit. in DWD, 1975)

$$p_{DS} = C_1\, e^{\left(C_2 \frac{\vartheta}{\vartheta + C_3}\right)} \quad [\text{mbar}]$$

Phase	Temperatur-bereich	C_1	C_2	C_3
Eis	– 50.9 .. 0.0	6.10714	22.44294	272.440
Wasser	– 50.9 .. 0.0	6.10780	17.84362	245.425
Wasser	0.0 .. 100.9	6.10780	17.08085	234.175

6.5 WMO (1984)

$$\log(p_{DS}) = C_1\left(1 - \frac{T_{tr}}{T}\right) + C_2\log\left(\frac{T}{T_{tr}}\right) + C_7 + C_3\left(1 - 10^{C_4\left(\frac{T}{T_{tr}} - 1\right)}\right) + C_5\left(10^{C_6\left(1 - \frac{T_{tr}}{T}\right)} - 1\right) \quad [\text{mbar}]$$

$C_1 = +10.79574$ $\quad C_5 = +0.42873 * 10^{-3}$
$C_2 = -5.02800$ $\quad C_6 = +4.76955$
$C_3 = +1.50475 * 10^{-4}$ $\quad C_7 = +0.78614$
$C_4 = -8.2969$ $\quad T_{tr}$ = Tripelpunkt des Wassers (273.16 K)

6.6 VDI (1968)

$$p_{DS} = \beta_k(\Theta)\, p_{kr} \Leftrightarrow \beta_k(\Theta) = \frac{p_{DS}}{p_{kr}}$$

$$\beta_k(\Theta) = e^{\left(\frac{1}{\Theta}\,\frac{\sum_{i=1}^{5} C_i (1-\Theta)^i}{1 + C_6(1-\Theta) + C_7(1-\Theta)^2} - \frac{(1-\Theta)}{C_8(1-\Theta)^2 + C_9}\right)}$$

$$\Theta = \frac{T}{T_{kr}}$$

T_{kr} kritische Temperatur (647.3 K)

p_{kr} kritischer Druck (22 120 000 Pa)

$C_1 = -7.691234564$
$C_2 = -26.08023696$
$C_3 = -168.1706546$
$C_4 = +64.23285504$
$C_5 = -118.9646225$
$C_6 = +4.167117320$
$C_7 = +20.97506760$
$C_8 = +10.^9$
$C_9 = +6.0$

ϑ Temperatur [°C]
T Temperatur [K]

Tab. 6.1 Vergleich zwischen Sättigungsdampfdrücken für Temperaturen zwischen 0 ° C und 100 °C
a) berechnet mit den Formeln aus Übersicht 6.1
b) Tabellenwerte nach BLANKE (1989)

$P_{DS}1$		$P_{DS}2$																	
		b) Tabelle			Baehr (GL. 6.1)		Militzer (GL. 6.2)		Garry (GL. 6.3)		Magnus (GL. 6.4)		WMO (GL. 6.5)		VDI (GL. 6.6)				
					abs. Abweichung: $P_{DS}1 - P_{DS}2$ [Pa]														
	Tabelle	*von ↔ bis* (ϑ °C)		*Ø N=31*	**– 635,9** ↔ 5,28	*72,5*	**– 19,5** ↔ 110,9	*34,6*	**– 2,33** ↔ 41,08	*13,2*	**– 24,72** ↔ 78,11	*19,4*	**– 25,13** ↔ 11,64	*4,51*	**– 25,26** ↔ 18,00	*6,46*			
					(100) (55)		(100) (80)		(4) (100)		(100) (85)		(100) (70)		(100) (70)				
	Baehr	**– 0,63** ↔ 0,58		*0,20*			5,48 ↔ **616,4**	*103,4*	0,65 ↔ **646,4**	*82,8*	– 2,99 ↔ **611,2**	*86,7*	– 0,80 ↔ **610,8**	*72,19*	0,16 ↔ **610,6**	*74,15*			
		(100)	(2)				(0) (100)		(0) (100)		(30) (100)		(55) (100)		0,00 (100)				
	Militzer	**– 0,02** ↔ 1,41		*0,40*	**0,28** ↔ 0,90	*0,49*			**– 80,6** ↔ 29,93	*24,0*	**– 36,72** ↔ – 5,24	*18,4*	**– 107,3** ↔ – 5,22	*31,27*	**– 101,8** ↔ – 5,32	*29,21*			
		(100)	(2)		(50) (0)				(80) (100)		(70) (100)		(85) (0)		(85) (0)				
	Garry	**– 0,29** ↔ 0,71		*0,16*	**0,08** ↔ 0,63	*0,21*	**– 0,80** ↔ 0,03	*0,28*			– 35,17 ↔ **48,7**	*13,6*	– 35,58 ↔ **– 0,39**	*10,73*	– 35,71 ↔ **– 0,49**	*8,68*			
		(4)	(2)		(55) (100)		(0) (100)				(100) (85)		(100) (0)		(100) (0)				
	Magnus	**– 0,46** ↔ 0,59		*0,16*	**– 0,08** ↔ 0,60	*0,16*	**– 0,88** ↔ – 0,01	*0,40*	**– 0,28** ↔ 0,10	*0,15*			**– 77,06** ↔ 6,35	*17,13*	**– 71,6** ↔ 7,59	*15,93*			
		(4)	(2)		(22) (100)		(0) (100)		(18) (75)				(85) (30)		(85) (30)				
	WMO	**– 0,35** ↔ 0,65		*0,12*	**– 0,01** ↔ 0,60	*0,15*	**– 0,86** ↔ – 0,01	*0,34*	**– 0,09** ↔ – 0,04	*0,07*	**– 0,16** ↔ 0,21	*0,13*			– 0,13 ↔ **6,52**	*2,08*			
		(4)	(2)		(55) (100)		(0) (100)		(45) (100)		(75) (16)				(100) (75)				
	VDI	**– 0,36** ↔ 0,64		*0,13*	**0,02** ↔ 0,60	*0,16*	**– 0,88** ↔ – 0,01	*0,33*	**– 0,08** ↔ – 0,04	*0,05*	**– 0,15** ↔ 0,23	*0,13*	**– 0,02** ↔ 0,03	*0,02*					
		(4)	(2)		(55) (100)		(0) (100)		(0) (100)		(75) (18)		(0) (40)						
		rel. Abweichung: $(P_{DS}1 - P_{DS}2) / P_{DS}1 \cdot 100$ [%]																	

Die Berechnung wurde für 31 Temperaturen durchgeführt. Im Bereich 0 °C - 30 °C in 2 °C-Schritten ; 30 °C - 100°C in 5 °C-Schritten und für ϑ = 99.63 °C

Beispiel: Der mit Gl. 6.6 (VDI) berechnete Sättigungsdampfdruck ist bei ϑ = 100 °C 25.26 Pa größer als der von BLANKE (1989) angegebenen Tabellenwert mit 101300 Pa. Diese Differenz ist die größte Abweichung zwischen Tabelle und Gl. 6.6. Bei 70 °C liegt der mit Gl. 6.6 berechnete Sättungsdampfdruck 18 Pa ünter dem Tabellenwert von 31180 Pa. Im Durchschnitt unterscheiden sich die Werte von Gl. 6.6 und der Tabelle um 6.46 Pa. Bezieht man die Differenz auf dem Sättigungsdampfdruck berechnet mit Gl. 6.6 so betragen die maximalen relativen Abweichungen zwischen VDI und Tabelle –0.36 % bei 4 °C und + 0.62 bei 2 °C. Als mittlere relative Abweichung zwischen Tabelle und Gl. 6.6 ergibt sich 0.13%.

6.2 Dampfteildruck

Für die Feuchtigkeitsmessung in Gasen kommen verschiedene Messverfahren zum Einsatz, die im Wesentlichen auf der hygroskopischen Veränderung geometrischer oder physikalischer Eigenschaften beruhen. Eine allgemeine Übersicht ist in DIN 50012 zu finden, wobei darauf hingewiesen wird, dass noch kein allgemein anwendbares Feuchtemessverfahren vorliegt. In der Trocknungstechnik bietet die Messung mit einem Psychrometer eine einfache und zuverlässige Bestimmung der Luftfeuchte. Dabei ist auf eine ausreichende Luftgeschwindigkeit, eine einwandfreie Befeuchtung und einen Strahlungsschutz zu achten. Die Temperaturdifferenz zwischen trockenem und feuchtem Thermometer ist ein Maß für den Feuchtezustand der Luft und vom Luftdruck abhängig. Die gleichzeitige Messung des Luftdrucks wird daher in DIN 50012 empfohlen. Die Berechnung der rel. Luftfeuchte kann mit der SPRUNGschen Formel (Gl. 6.7) erfolgen. Die Begrenzung des Messbereichs auf Temperaturen von +5 °C bis + 50 °C resultiert aus der geforderten Ablesegenauigkeit am Flüssigkeitsthermometer. Mit Widerstandsthermometern (z.B. Pt100) ist ein Psychrometer nach AßMANN grundsätzlich auch für höhere Temperaturen geeignet. Die zusätzliche Ausrüstung mit einer ständigen Befeuchtung erlaubt eine kontinuierliche Messung der Feuchttemperatur und eignet sich damit für den fortlaufenden Betrieb. Üblicherweise handelt es sich bei den in Trockenkammern eingesetzten Psychrometern um Einzelanfertigungen, für die strenggenommen jeweils eine eigene Psychrometerkonstante bestimmt werden müsste. In der Regel wird hierauf verzichtet. Es werden die allgemeinen Psychrometertafeln bzw. Diagramme zugrunde gelegt, die für Aspirations-Psychrometer nach AßMANN gelten.

Umfangreiche Tabellen zum Aspirationspsychrometer veröffentlichte der DEUTSCHE WETTERDIENST (1978). Hierin werden der Sättigungsdampfdruck p_{DS} mit der Gl. 6.4 (MAGNUS) und der Dampfteildruck p_{DT} mit Gl. 6.8 (WMO) berechnet. Die Gl. 6.8 entspricht im Wesentlichen Gl. 6.7, die von SPRUNG (1888) zur Berechnung der rel. Luftfeuchte mit dem AßMANN-Psychrometer angegeben wurde. Nimmt man in Gl. 6.7 für p einen mittleren meteorologischen Wert von 755 Torr an, so ergibt sich aus dem Produkt (p • 0.000662) der Wert 0.5, der auch als SPRUNGsche Konstante bezeichnet wird. Nach GREENHILL (1939 zit. in TUOMOLA, 1943, S. 52) sollte in der SPRUNGschen Formel zusätzlich der Einfluss der Feuchttemperatur TF auf die Psychrometerkonstante berücksichtigt werden. In der vom WMO (1975) angegebenen Gleichung 6.8 wird die Psychrometerkonstante mit einer linearen Funktion in Abhängigkeit der Feuchttemperatur berechnet. Die Erhöhung der Feuchttemperatur um 50 °C führt zu einem Anwachsen der Psychromterkonstanten um ca. 6 %.

REINBOTHE (1964) betrachtet das Psychrometerproblem als gekoppelten Wärme- und Stoffaustausch. Die in Gleichung 6.9 angegebene Formel wird durch Vereinfachung der allgemeingültigen Formel hergeleitet und gilt auch für hohe Temperaturen bis 200 °C. Die experimentellen Ergebnisse sind in Anhang 8 (Tab. A 8.1), ergänzt um Angaben zur rel. Luftfeuchte, wiedergegeben. Neben der Absolutmethode mittels Phosphorpentoxyd wird die Luftfeuchte mit einem Tauspiegel, einem adiabaten Psychrometer (besonderer Strahlungsschutz und langer Feuchtstrumpf, um den Einfluss von Wärmeleitung und Strahlung auf die Messung der Feuchttemperatur zu vermeiden) und einem AßMANN-Aspirationspsychrometer bestimmt. Im Durchschnitt ist die Trockentemperatur des adiabaten Psychrometers um 0.30 °C (max. 0.70 °C) höher als beim „normalen" Psychrometer. Die Feuchttemperatur liegt demgegenüber um 0.62 °C (max. 1.35 °C) tiefer, so dass sich für das AßMANN-Aspirationspsychrometer eine um 0.92 °C geringere Psychrometerdifferenz ergibt (max. 1.8 °C). Berechnet man den Sättigungsdampfdruck nach VDI mit Gleichung 6.6, so unterscheiden sich die Messwerte zwischen dem adiabaten und AßMANN-Psychrometer um durchschnittlich 0.22 % rel. Luftfeuchte, bei einer mittleren rel. Luftfeuchte aller Messwerte von

Übersicht 6.2 Formeln zur Berechnung des Dampfteildrucks aus der Trocken- und Feuchttemperatur eines Psychrometers

$p_{DT} = p_{DS}(TF) - k\,p\,(TT - TF)$ [Pa] $k = 0.000662$; $k = 6.6 \cdot 10^{-4}\left(1 + \frac{TF}{610}\right)$ Greenhill (1939)	6.7 Sprung (1888)
$p_{DT} = p_{DS}(TF) - k\,p\,(TT - TF)$ [Pa] $k = k_1(1 + k_2 TF)$ temperaturabhängiger Pyschrometerkoeffizient $k_1 = 0.00066$ $k_2 = 0.00155$ $k = 0.000582$ bei Eisansatz am befeuchteten Thermometer	6.8 WMO (1975)
$p_{DT} = p_{DS}(TF)\left(1 + \frac{TT - TF}{2000}\right) - 0.48\left(1 + \frac{TF}{1000}\right)\frac{p}{755}(TT - TF)$ [Pa]	6.9 Reinbothe (1964)
$p_{DT} = p\,\frac{a}{a+b}$ [Pa]	6.10 Ebert, Pfeifer, Gambert (1928)
$a = \frac{p_{DS}(TF)}{p - p_{DS}(TF)}\,h_V(TF)\,\frac{R_L}{R_D} - c_{p,L}(TT - TF)$	6.11
$b = \frac{R_L}{R_D}(h_V(TF) + c_{p,D}TT - c_{p,D}TF)$	6.12
$h_V(TF) = h_{V,0} - (c_W - c_{p,D})TF$	5.73
$p_{DT} = \frac{Y(TT,TF)\,p}{Y(TT,TF) - 0.622}$ [Pa]	6.13 h-Y-Diagramm
$Y(TT,TF) = \frac{h_{(1+Y_S)}(TF) - c_{p,L}TT}{c_{p,D}TT + h_{V,0}}$ Schnittpunkt der Enthalpielinie ($\varphi = 1$; $Y_S(TF)$) mit der Isothermen TT	6.14
$Y(TT,TF) = \frac{h_{(1+Y_S)}(TF) - c_{p,L}TT - c_W TF\,Y_S(TF)}{c_{p,D}TT + h_{V,0} - c_W TF}$ Schnittpunkt der Nebelisothermen TF mit der Isothermen TT	6.15
$h_{(1+Y_S)}(TF) = \underbrace{c_{p,L}TT}_{h_L} + \underbrace{Y_S(TF)\,(h_{V,0} + c_{p,D}TF)}_{h_D}$	6.16
$Y_S(TF) = 0.622\,\frac{p_{DS}(TF)}{p - p_{DS}(TF)}$	6.17
$= \frac{m_{DS}}{m_L} = \frac{R_L\,p_{DS}(TF)}{R_D\,p_{LT}(TF)}$	6.18

Fortsetzung Übersicht 6.2

mit

p	Luftdruck (Gesamtdruck) Index DS : Sättigungsdampfdruck LT : Lufteildruck	[Pa]	$h_{(1+Y_S)}(TF)$	Enthalpie eines Dampf-Luft-Gemisches bei TF bezogen auf 1 kg Reinluft bzw. (1+Y) kg Gemisch im Sättigungszustand	[kJ/kg]
TT	Trockentemperatur	[°C]	$h_V(TF)$	Verdampfungsenthalpie bei TF	[kJ/kg]
TF	Feuchttemperatur	[°C]	$h_{V,0}$	Verdampfungsenthalpie für Wasser bei 0 °C (≈ 2500)	[kJ/kg]
m	Masse	[kg]	R	spezielle Gaskonstanten Index D : Dampf 286.91 L : Luft 461.25	[J/(kg K)]
c_p	spez. isobare Wärmekapazität Index W : Wasser 4.182 D : Dampf 1.86 L : Luft 1.006	[kJ/(kg K)]	Y	abs. Wassergehalt der Luft	[kg/kg]

von 4.55 % (0.28 % .. φ .. 25 %). Die Ergebnisse der Absolutmethode mit Phosphorpentoxid stimmen sehr gut mit den Ergebnissen der Taupunktmessung überein. Die aus dem absoluten Wassergehalt Y der Luft berechnete rel. Luftfeuchte liegt im Durchschnitt 0.17 % rel. Luftfeuchte über den Werten des adiabaten Thermometers und wird durch die Berechnung des Sättigungsdampfdruckes mit dem Mittelwert der Trockentemperaturen des adiabaten und „normalen" Psychrometers verursacht. Eine Erklärung für die Unterschiede in den Trockentemperaturen wird nicht angegeben. Aufgrund der niedrigeren Trockentemperatur und geringeren Psychrometerdifferenz ergeben sich für das AßMANN-Psychrometer in Mittel ca. 0.05 % höhere rel. Luftfeuchten als durch die Absolutmethode. Insgesamt zeigt die Untersuchung eine gute bis sehr gute Übereinstimmung der vier unterschiedlichen Methoden zur Bestimmung des Dampfteildrucks im untersuchten Temperatur- und rel. Luftfeuchtebereich. Die maximalen Abweichungen liegen in jedem Fall unter 1 % rel. Luftfeuchte.

EBERT, PFEIFER veröffentlichen 1928 eine Formel zur Berechnung der rel. Luftfeuchte aus Trocken- und Feuchttemperatur, die für alle Temperaturbereiche und beliebige Drücke Gültigkeit besitzt. Sie entspricht einer Theorie von GAMBERT (1923), die für niedrige Temperaturen eine Berechnung aus der psychrometrischen Differenz erlaubt und für den Einsatz bei höheren Temperaturen erweitert wird. Mit entsprechenden Vereinfachungen geht Gl. 6.10 in die SPRUNGsche-Formel (Gl. 6.7) über. Die experimentelle Überprüfung für Trockentemperaturen zwischen 40 °C und 150 °C sowie Psychrometerdifferenzen zwischen 0 °C und 105 °C ergeben relative Luftfeuchten von 0.5 % bis 100 %, die „bei Berücksichtigung aller Vorsichtsmaßregeln mit einem AßMANNschen Aspirationspsychrometer auch bei hohen Temperaturen auf etwa 1 % genau gemessen werden können." Die Orginaltabelle ist in Anhang 8, Tab. A 8.2 wiedergegeben. Durch Einführung einer LEWISschen Strömungskennziffer kann nach EBERT, PFEIFFER (1933) die Psychrometerformel auch auf niedrige oder verschwindende Ventilationsgeschwindigkeiten ausgedehnt werden. „Für nicht zu hohe Temperaturen wird so eine auch für unbelüftete Thermometer gültige Verallgemeinerung der SPRUNGschen Formel erhalten." Nach DEMIRDZIC, KALUDJERCIC (1978) ist der Fehler, der durch die Annahme des LEWIS-Faktors Le = 1 entsteht ($Le = \sigma\, c_{pL} / \alpha$ [-]) nur für sehr kleine rel. Luftfeuchten von Bedeutung. Mit wachsendem φ verringert sich dieser Fehler sehr schnell, so dass „ die Annahme Le = 1 für praktische Anwendungen ausreichend ist." (s.a. Kap. 4.8 - Stoff- und Wärmebilanz an der Brettoberfläche)

Abbildung 6.1 zeigt die Anwendung des h-Y-Diagramms nach MOLLIER (1923, 1929) zur Bestimmung des Luftzustandes mit einem Psychrometer. Nach EBERT (o.A., S. 148-160) ist hierfür folgende Regel anzuwenden. „Auf der Sättigungslinie suche man den Punkt für die Temperatur TF des feuchten Thermometers (Kühlgrenztemperatur) auf und verlängere die durch diesen Punkt verlaufende Nebelisotherme in das Gebiet der ungesättigten Luft, bis sie die Isotherme für die Temperatur TT des trockenen Thermometers schneidet. Der Schnittpunkt gibt

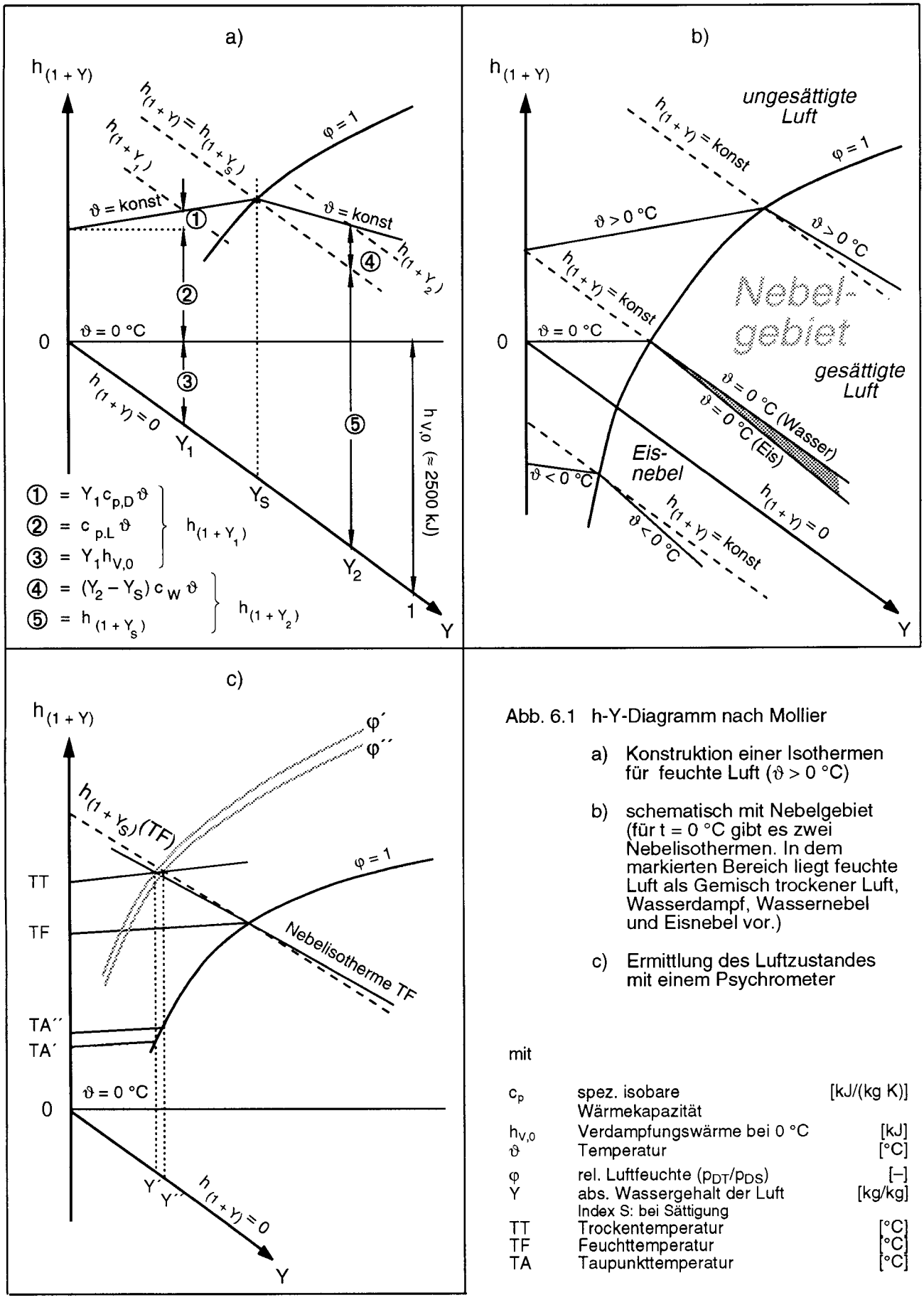


Abb. 6.1 h-Y-Diagramm nach Mollier

a) Konstruktion einer Isothermen für feuchte Luft ($\vartheta > 0$ °C)

b) schematisch mit Nebelgebiet (für t = 0 °C gibt es zwei Nebelisothermen. In dem markierten Bereich liegt feuchte Luft als Gemisch trockener Luft, Wasserdampf, Wassernebel und Eisnebel vor.)

c) Ermittlung des Luftzustandes mit einem Psychrometer

mit

c_p	spez. isobare Wärmekapazität	[kJ/(kg K)]
$h_{V,0}$	Verdampfungswärme bei 0 °C	[kJ]
ϑ	Temperatur	[°C]
φ	rel. Luftfeuchte (p_{DT}/p_{DS})	[–]
Y	abs. Wassergehalt der Luft Index S: bei Sättigung	[kg/kg]
TT	Trockentemperatur	[°C]
TF	Feuchttemperatur	[°C]
TA	Taupunkttemperatur	[°C]

den gesuchten Feuchtegrad Y der Luft an. Aus den Kurven für φ = konst. kann sofort auch die relative Luftfeuchte abgelesen werden. Bei niedriger Temperatur und hoher relativer Luftfeuchte ist es vielfach genau genug, durch den Punkt auf der Sättigungslinie statt der verlängerten Nebelisothermen eine Linie $h_{(1+Ys)}$ = konst., d. h. eine Parallele zur Abszisse zu zeichnen." Den Taupunkt findet man, indem man durch den Schnittpunktpunkt TT-Linie, TF-Nebelisotherme bzw. $h_{(1+Ys)}$-Enthalpielinie eine senkrechte Linie nach unten bis zur Sättigungslinie zeichnet (s. Abb. 6.1 c). Nach MOLLIER (1929) ist die Auswertung von Psychrometerablesungen mit den Enthalpielinien zu ungenau. Er schlug daher vor, für die Ermittlung der rel. Luftfeuchte bei gegebener Trocken- und Feuchttemperatur die Nebelisotherme zu verwenden.

Die Anwendung der allgemeinen Gasgleichung führt zu Gl. 6.13, in der der Dampfteildruck p_{DT} eines Wasserdampf-Luftgemisches durch den absoluten Wassergehalt Y und dem Luftdruck eindeutig bestimmt ist. Die Herleitung von Y mit der Enthalpielinie führt zu Gl. 6.14. Verwendet man demgegenüber die von MOLLIER empfohlene Nebelisotherme, so ist Gl. 6.15 zur Berechnung des absoluten Wassergehaltes anzuwenden. Gl. 6.15 erhält man durch Gleichsetzen der Isothermen für TT im ungesättigten Gebiet und der Nebelisothermen für TF entsprechend den in Abb. 6.1 a) angegebenen Zusammenhängen und Auflösen nach Y. Dabei sind die Definitionen zu Enthalpie $h_{(1+Ys)}$ (Gl. 6.16) und absolutem Wassergehalt Y_S (Gl. 6.17) im gesättigten Zustand für die gemessenen Feuchttemperaturen einzusetzen. Für die spezifische Wärme von Dampf und Luft werden üblicherweise mittlere Werte angenommen. In Anhang 1 sind hierfür Näherungsgleichungen in Abhängigkeit der Temperaturen zwischen 0 °C und 100 °C angegeben. Den Unterschied, ob mit der Enthalpielinie oder der Nebelisothermen der absolute Wassergehalt bei TT bestimmt wird, zeigt Abb. 6.1 c). Die Verwendung der Enthalpielinie führt bei $\vartheta > 0$ °C in jedem Fall zu größeren Werten des abs. Wassergehaltes ($Y'' > Y'$) und höheren rel. Luftfeuchten, die mit wachsender Psychrometerdifferenz weiter zunehmen.

Vergleicht man die verschiedenen Ansätze in Übersicht 6.1 untereinander und mit den Tabellenwerten von REINBOTHE (1964) für Temperaturen zwischen 60 °C und 200 °C (Anhang 8: Tab. A 8.3), so zeigt sich, dass selbst mit der SPRUNGschen Formel (Gl. 6.1) im Durchschnitt die berechneten Werte nur um 0.15 % rel. Luftfeuchte von den Tabellenwerten abweichen (0.04 % .. 0.39 %). Für den Ansatz mit temperaturabhängiger Psychrometerkonstante (WMO, Gl. 6.8) sind die Unterschiede ca. doppelt so groß. Erwartungsgemäß führt die von REINBOTHE angegebene Psychrometerformel (Gl. 6.9) zu den geringsten Abweichungen mit den eigenen Messwerten. Sie betragen im Mittel 0.04 % rel. Luftfeuchte im Gegensatz zu 0.06 % rel. Luftfeuchte, die mit Gl. 6.10 nach EBERT, PFEIFFER, GAMBERT (1928) berechnet werden. Die Anwendung von Gl. 6.13 mit Gl. 6.14 (Y'' in Abb. 6.1 c: Schnittpunkt von TT mit der Enthalpielinie, im Weiteren mit hY bezeichnet) bzw. 6.15 (Y' in Abb. 6.1 c: Schnittpunkt mit der Nebelisotherme, hY 2) zeigt die erwarteten Ergebnisse. Die mit der Enthalpielinie abgeleiteten rel. Luftfeuchten sind größer als die, die mit hY 2 berechnet werden. Die mittlere absolute Abweichung liegt daher für hY bei 0.19 % rel. Luftfeuchte und damit 0.13 % über denen von hY 2. Der Vergleich der aufgeführten Ansätze untereinander zeigt, dass die Psychrometerformel von EBERT, PFEIFFER (1928) zu den gleichen rel. Luftfeuchtewerten führt, die auch mit Gl. 6.13 und Gl. 6.15 berechnet werden. Die Formel von EBERT, PFEIFFER entspricht damit der allgemeinen Vorstellung zur Abkühlung eines befeuchteten Thermometers, die sich ergibt, wenn für die Auswertung der Trocken- und Feuchttemperatur im h-Y-Diagramm die Nebelisotherme verwendet wird. Die gute Übereinstimmung zwischen den Tabellenwerten mit den Formeln von REINBOTHE (1964), EBERT, PFEIFER (1928) und hY 2 zeigt sich auch beim direkten Vergleich der Formeln untereinander, die sich nur geringfügig unterscheiden. Im Vergleich zu REINBOTHE (Gl. 6.9) weichen Gl. 6.10 und Gl. 6.13 mit Gl. 6.15 für die tabellierten Temperaturen im Mittel nur um 0.02 % rel. Luftfeuchte ab. Die durchschnittliche relative Abweichung liegt in diesen Fällen bei 1.42 %. Da sich bei den Versu-

chen von REINBOTHE (1964) insgesamt sehr niedrige rel. Luftfeuchten ergeben, führen die Ansätze von SPRUNG, WMO und hY zu durchschnittlichen relativen Abweichungen von 10.31 %, 17.85 % und 12.64 %, wobei die Extremwerte bei hY und WMO bis zu 85 % vom tabellierten Wert abweichen.

Der Vergleich mit den Versuchsergebnissen von EBERT, PFEIFFER (1928, s. Anhang 8: Tab. A 8.4) ergibt für den Ansatz von WMO (Gl. 6.8) die größte absolute Abweichung zu den Tabellenwerten von durchschnittlich 0.45 % rel. Luftfeuchte. Bei der SPRUNGsche Formel (Gl. 6.7) beträgt der Unterschied im Durchschnitt 0.32 % rel. Luftfeuchte. Die beste Übereinstimmung erreichen die Formeln von REINBOTHE (1964), EBERT, PFEIFER (1928) und hY 2, deren Werte sich im Durchschnitt um 0.14 % bzw. 0.16 % von den rel. Luftfeuchten der Tabelle unterscheiden. Die Ergebnisse von hY liegen zwischen denen von EBERT, PFEIFER und SPRUNG, wobei wiederum die absoluten und relativen Abweichungen von hY 2 niedriger ausfallen als bei hY. Für alle Berechnungen wurde der Luftdruck mit p = 101324.60 Pa angenommen und der Sättigungsdampfdruck mit Gl. 6.6 entsprechend der Formulation des IFC (1967, zit. in VDI 1968) berechnet.

Benutzt man die im Wood handbook (U.S. Department of Agriculture; Agriculture handbook No. 72, 1955 - in Kap. 5.4 mit *(Madison - 1955)* bezeichnet) angegebenen Daten über den Zusammenhang zwischen Trocken-/ Feuchttemperatur und der rel. Luftfeuchte für einen Vergleich mit den Psychrometergleichungen, so ergeben sich die in Tab. A 8.5 angegebenen absoluten und relativen Abweichungen. Die besten Übereinstimmungen mit einer mittleren Abweichung von 0.30 % bzw. 0.37 % rel. Luftfeuchte erreichen in diesem Fall die einfachen Psychrometerformeln von WMO (Gl. 6.8) und SPRUNG (Gl. 6.7). Die Gleichungen von REINBOTHE, EBERT und hY 2, die bisher eine sehr gute Übereinstimmung mit den Versuchswerten aufwiesen, weichen nun im Mittel zu den Tabellenwerten um 0.61 % bzw. 0.71 % ab. Die größten absoluten Abweichungen von 2.42 % bzw. 2.57 % rel. Luftfeuchte treten bei REINBOTHE und hY auf.

Berechnet man den Sättigungsdampfdruck statt mit Gl. 6.6 (VDI) mit der einfachen ANTIONE-Gleichung nach MILITZER (1985, Gl. 6.2) so ergeben sich die in Tabelle 6.2 angegebenen Abweichungen zu den Tabellenwerten *(Madison - 1955)*. Hier sind nur noch die Psychrometergleichungen von SPRUNG, WMO und hY 2 aufgeführt.

Bei den einfachen Psychrometerformeln zeigt sich nur ein geringer Einfluss der Gleichung des Sättigungsdampfdruckes auf die berechneten Ergebnisse. So beträgt der Unterschied für den Dampfteildruck im Durchschnitt maximal 2 Pa, so dass die Durchschnittswerte für die rel. Luftfeuchte übereinstimmen. Die Unterschiede zeigen sich nur in den Extremwerten, die in beiden Fällen für die gleichen Wertepaare aus Trockentemperatur und Psychrometerdifferenz berechnet werden. Sie weichen um bis zu 100 Pa bzw. 0.2 % rel. Luftfeuchte voneinander ab. Für hY 2 ist der Einfluss der Sättungsdampfdruckformel auf den berechneten Dampfteildruck etwas größer. Insgesamt führt die Anwendung der einfachen Formel für den Sättigungsdampfdruck zu einer geringfügig besseren Übereinstimmung mit den Tabellenwerten. Selbst die Berechnung der rel. Luftfeuchte mit hY 2 (Gl. 6.13 und Gl. 6.15) führt im Durchschnitt nur zu einer absoluten Abweichung von 0.61 %, die im ungünstigsten Fall bei TT = 65 °F , TF = 21 °F um 2.2 % über dem Tabellenwert von φ = 8 % liegt.

Leider liegen keine Angaben darüber vor, wie die rel. Luftfeuchtewerte in der Tabelle *(Madison - 1955)* entstanden sind. Vermutlich sind sie durch die Anwendung einfacher empirischer Formeln zum Sättigungsdampfdruck und Dampfteildruck aus den Angaben zu Trocken- und Feuchttemperatur oder durch Anwendung von Psychrometer-Tafeln hergeleitet worden.

Tab.6.2 Unterschiede zwischen berechneten und tabellierten relativen Luftfeuchten für Trockentemperaturen von 35 °F – 210 °F (2 °C – 99 °C) und Psychrometerdifferenzen von 2 °F – 50 °F (1 °C – 28 °C)
(Tabellenwerte im Wood Handbook, Agriculture Handbook No. 72, U. S. Department of Agriculture, *Madison 1955*)

			$P_{DT}2$ bzw. φ2															
			Tabelle		Sprung (Gl. 6.7)				WMO (Gl. 6.8)				hY (2) (Gl. 6.13 und 6.15)					
					$P_{DS}1$		$P_{DS}2$		$P_{DS}1$		$P_{DS}2$		$P_{DS}1$		$P_{DS}2$			
			abs. Abweichung: $P_{DT}1 - P_{DT}2$ [Pa]															
$P_{DT}1$	Tabelle		*von ↔ bis* (TT / psyDiff °F)	*Ø N=802*	– 532,7 ↔ **666,82** (200 / 26) (210 / 25)	*72,20*	**– 591,4** ↔ 577,4 (200 / 26) (210 / 25)	*74,14*	– 454,3 ↔ **754,79** (210 / 7) (210 / 25)	*63,93*	– 506,7 ↔ **665,3** (200 / 26) (210 / 25)	*63,01*	**– 898,4** ↔ 315,2 (210 / 28) (180 / 3)	*116,3*	**– 991** ↔ 310,00 (210 / 28) (180 / 3)	*124,4*		
	Sprung	$P_{DS}1$	**– 59,65** ↔ 7,80 (75 / 28) (65 / 22)	*1,28*			**– 102,5** ↔ – 5,37 (190 / 8) (35 / 2)	*31,61*	– 1,07 ↔ **146,27** (45 / 12) (210 / 50)	*29,37*	**– 95,0** ↔ 70,27 (180 / 2) (180 / 50)	*18,68*	**– 506,1** ↔ – 1,73 (210 / 38) (60 / 2)	*75,25*	**– 606,6** ↔ – 7,42 (210 / 36) (35 / 2)	*107,1*		
		$P_{DS}2$	**– 79,39** ↔ 3,52 (75 / 28) (65 / 22)	*1,51*	**– 30,66** ↔ – 0,04 (60 / 21) (210 / 2)	*0,61*			4,30 ↔ **229,19** (45 / 12) (210 / 50)	*60,96*	– 1,07 ↔ **146,3** (45 / 12) (210 / 50)	*29,37*	**– 409,1** ↔ 70,48 (210 / 40) (180 / 2)	*48,88*	**– 507,5** ↔ – 1,73 (210 / 38) (60 / 2)	*75,46*		
	WMO	$P_{DS}1$	**– 36,59** ↔ 10,59 (75 / 28) (80 / 30)	*0,94*	**– 1,73** ↔ 19,86 (50 / 16) (90 / 36)	*0,73*	0,04 ↔ **28,14** (210 / 2) (60 / 21)	*1,30*			**– 102,5** ↔ – 5,37 (190 / 8) (35 / 2)	*31,61*	**– 632,5** ↔ – 1,87 (210 / 45) (35 / 2)	*104,6*	**– 728,3** ↔ – 7,24 (210 / 40) (35 / 2)	*136,4*		
		$P_{DS}2$	**– 56,39** ↔ 6,97 (75 / 28) (85 / 30)	*1,06*	**– 24,55** ↔ 11,35 (60 / 21) (90 / 36)	*0,54*	– 1,59 ↔ **18,30** (50 / 16) (90 / 36)	*0,72*	**– 32,65** ↔ – 0,04 (60 / 21) (210 / 2)	*0,63*			**– 543,1** ↔ 63,77 (210 / 50) (180 / 2)	*76,00*	**– 634,0** ↔ – 1,88 (210 / 45) (35 / 2)	*104,8*		
	hY (2)	$P_{DS}1$	**– 150,1** ↔ 0,94 (75 / 28) (45 / 4)	*2,88*	**– 114,6** ↔ – 0,05 (60 / 21) (110 / 2)	*1,79*	– 64,25 ↔ **0,59** (60 / 21) (35 / 2)	*1,18*	**– 128,6** ↔ – 0,08 (60 / 21) (170 / 2)	*2,63*	**– 72,30** ↔ 0,62 (60 / 21) (35 / 2)	*1,94*			**– 103,7** ↔ – 5,37 (210 / 29) (35 / 2)	*31,81*		
		$P_{DS}2$	**– 169,7** ↔ 0,73 (75 / 28) (45 / 4)	*3,24*	**– 145,5** ↔ – 0,11 (60 / 21) (210 / 2)	*2,41*	– 87,86 ↔ **– 0,05** (60 / 21) (110 / 2)	*1,71*	**– 161,4** ↔ – 0,12 (60 / 21) (210 / 2)	*3,26*	**– 97,1** ↔ – 0,08 (60 / 21) (170 / 2)	*2,52*	**– 14,38** ↔ – 0,04 (60 / 21) (210 / 2)	*0,55*				
			rel. Abweichung: $(P_{DT}1 - P_{DT}2)/ P_{DT}1 \cdot 100$															
			abs. Abweichung: φ1 – φ2 [rel. Luftfeuchte %]															
φ1	Tabelle				**– 1,22** ↔ 1,05 (125 / 21) (45 / 4)	*0,37*	**– 1,30** ↔ 0,90 (65 / 21) (45 / 4)	*0,38*	– 0,98 ↔ **1,09** (150 / 24) (45 / 4)	*0,30*	**– 1,13** ↔ 0,94 (65 / 21) (45 / 4)	*0,30*	**– 2,02** ↔ 0,67 (65 / 21) (45 / 4)	*0,61*	**– 2,26** ↔ 0,60 (65 / 21) (180 / 3)	*0,66*		
	Sprung	$P_{DS}1$	**– 59,65** ↔ 7,80 (75 / 28) (65 / 22)	*1,28*			**-0,42** ↔ 0,00 (45 / 12) (125 / 5)	*0,06*	– 0,11 ↔ **0,36** (45 / 12) (105 / 34)	*0,18*	**– 0,53** ↔ 0,32 (45 / 12) (120 / 38)	*0,15*	**– 1,37** ↔ – 0,05 (50 / 16) (110 / 2)	*0,35*	**– 1,78** ↔ – 0,05 (50 / 16) (115 / 2)	*0,41*		
		$P_{DS}2$	**– 79,39** ↔ 3,52 (75 / 28) (65 / 22)	*1,51*	**– 30,16** ↔ 0,00 (60 / 21) (125 / 5)	*0,35*			0,02 ↔ **0,45** (170 / 2) (85 / 28)	*0,24*	– 0,10 ↔ **0,36** (45 / 12) (105 / 34)	*0,18*	**– 0,95** ↔ – 0,04 (50 / 16) (90 / 2)	*0,30*	**– 1,36** ↔ – 0,05 (50 / 16) (110 / 2)	*0,35*		
	WMO	$P_{DS}1$	**– 36,6** ↔ 10,59 (75 / 28) (80 / 30)	*0,94*	– 1,73 ↔ **19,86** (50 / 16) (90 / 36)	*0,73*	0,02 ↔ **27,86** (180 / 2) (60 / 21)	*1,05*			**– 0,42** ↔ 0,00 (45 / 12) (125 / 4)	*0,06*	**– 1,28** ↔ – 0,07 (50 / 16) (170 / 2)	*0,54*	**– 1,69** ↔ – 0,08 (50 / 16) (150 / 2)	*0,60*		
		$P_{DS}2$	**– 56,4** ↔ 6,97 (75 / 28) (85 / 30)	*1,06*	**– 24,1** ↔ 11,56 (60 / 21) (90 / 36)	*0,60*	– 1,59 ↔ **18,30** (50 / 16) (90 / 36)	*0,72*	**– 32,15** ↔ 0,00 (60 / 21) (125 / 4)	*0,37*			**– 0,94** ↔ – 0,06 (60 / 21) (210 / 2)	*0,48*	**– 1,28** ↔ – 0,07 (50 / 16) (170 / 2)	*0,54*		
	hY (2)	$P_{DS}1$	**– 150,1** ↔ 0,94 (75 / 28) (45 / 4)	*2,88*	**– 114,6** ↔ – 0,05 (60 / 21) (110 / 2)	*1,79*	**– 64,9** ↔ – 0,05 (60 / 21) (95 / 2)	*1,38*	**– 128,6** ↔ – 0,08 (60 / 21) (170 / 2)	*2,63*	**– 72,95** ↔ – 0,07 (60 / 21) (210 / 2)	*2,17*			**– 0,42** ↔ 0,00 (45 / 12) (125 / 5)	*0,06*		
		$P_{DS}2$	**– 169,7** ↔ 0,73 (75 / 28) (45 / 4)	*3,24*	**– 144,5** ↔ – 0,05 (60 / 21) (115 / 2)	*2,15*	**– 87,9** ↔ – 0,05 (60 / 21) (110 / 2)	*1,71*	**– 160,4** ↔ – 0,08 (60 / 21) (150 / 2)	*3,00*	**– 97,1** ↔ – 0,08 (60 / 21) (170 / 2)	*2,52*	**– 13,95** ↔ 0,00 (60 / 21) (125 / 5)	*0,30*				
			rel. Abweichung: (φ1 – φ2) / φ1 · 100 [%]															

Die Berechnung erfolgte für 802 Wertepaare (TT, psy-Diff) nur mit Trocken- und Feuchttemperaturen > 0 °C
Trockentemperatur (TT): von 35 °F – 130 °F in 5°F-Schritten; von 130 °F – 210°F in 10 °F-Schritten
Psychrometer-Differenz (psyDiff): von 2°F – 30 °F in 1°F-Schritten; von 30 °F – 40 °F in 2 °F-Schritten; von 40 °F – 50 °F in 5 °F-Schritten
Sättigungsdampfdruck für TT,TF: $P_{DS}1$ Antione-Gleichung mit Koeffizienten von Militzer,1985. (Gl. 6.2)
$P_{DS}2$ Formulation des IFC (Formulation Commitee für den industriellen Gebrauch, 1967) (VDI Gl. 6.6).

Nach HÄUSLER (1963) hat besonders im angelsächsischen Raum ein t-Y-Diagramm nach CARRIER (1911) weite Verbreitung gefunden.

Zusammenfassend ergibt sich, dass im Bereich von 0 °C bis 100 °C mit allen Psychrometerformeln die rel. Luftfeuchte aus den Angaben zur Trocken- und Feuchttemperatur im Durchschnitt auf ca. 1 % genau berechnet werden kann. Im Einzelfall kann es je nach verwendeter Formel zu maximalen Abweichungen von ca. 2 % bis 3 % rel. Luftfeuchte kommen. Die Formeln, die das Psychrometerproblem mit allgemeinen Gesetzen des Stoff- und Wärmeaustausches erklären (EBERT,PFEIFER, REINBOTHE, hY 2) weisen im Vergleich zu den einfachen Psychrometerformeln von SPRUNG und WMO eine bessere Übereinstimmung mit den experimentellen Ergebnissen auf. Im Gegensatz dazu eignen sich die einfachen Psychrometerformeln besser für die Berechnung der im Wood-handbook (***Madison - 1955***) angegebenen rel. Luftfeuchten. Mit welcher Formel der Sättigungsdampfdruck p_{DS} berechnet wird, hat auf das Ergebnis des Dampfteildruckes bzw. der rel. Luftfeuchte nur einen geringen Einfluss.

6.3 Trocknungspläne

Die Steuerung der Konvektionstrocknung erfolgt über die Wahl der Trocknungstemperatur und der relativen Luftfeuchte in Abhängigkeit der mittleren Holzfeuchte. Nach der Aufwärmphase werden die Trocknungsbedingungen für die einzelnen Holzfeuchtestufen geändert. Üblicherweise beginnt man mit niedrigen Temperaturen und hohen rel. Luftfeuchten zu Trocknungsbeginn und verschärft die Bedingungen mit abnehmender Holzfeuchte. Ist die mittlere Zielfeuchte erreicht, so folgt in der Regel eine mehrstündige Konditionierungsphase, in der sich die Feuchtegradienten im Brettquerschnitt ausgleichen sollen. Die Trocknung ist nach einer Abkühlphase beendet.

HIRSCH (1927, 1930) gibt die vom Landwirtschafts-Ministerium der Vereinigten Staaten veröffentlichten Anweisungen des Bulletin No. 1136 zur Holztrocknung wieder, indem er die Zahlentafeln über die Trocknungsbedingungen für die entsprechenden Holzfeuchten umrechnet und in ein Mollier-h-Y-Diagramm einzeichnet. Für die Holzfeuchtestufen >40, 30, 25, 20, 15, 10 % ist der Luftzustand (Temperatur, abs. Wassergehalt, rel. Luftfeuchte, Enthalpie) der einzelnen Trocknungspläne eingezeichnet. Die dargestellten Kurven beschreiben die Änderungen der Trocknungsbedingungen mit abnehmender Holzfeuchte für die unterschiedlichen Pläne. In der zitierten amerikanischen Veröffentlichung sind für die Trocknung von Laubholz 8 (1-1.5 inch) und für Nadelholz 3 (1-3 inch) unterschiedliche Trocknungsabläufe vorgesehen.

Nach PRATT (1974,S.132) kann die Trocknung von Holz für Brettdicken von 25 - 38 mm mit 12 Standard-Trocknungsplänen, die mit A bis M bezeichnet sind, erfolgen. Nach Angaben von PRATT (1974) sind die für die Holzarten angegebenen Trocknungspläne vergleichsweise „mild", so dass ihre Anwendung zu befriedigenden Ergebnissen führen sollte. Für ältere Kammern mit geringeren Strömungsgeschwindigkeiten von ca. 0.6 m/s kann die rel. Luftfeuchte um 5 bis 10 % in jeder Trocknungsstufe niedriger gewählt werden, „ohne dass ein erhöhtes Risiko von vermehrten Oberflächenrissen zu erwarten ist." Für Kammern, die Luftgeschwindigkeiten von 2 bis 3 m/s erreichen, sollte die rel. Luftfeuchte im Gegensatz zum Standard-Trocknungsplan um 5 % angehoben werden. Sollen Bretter mit über 38 mm Dicke getrocknet werden, so ist ebenfalls eine höhere Luftfeuchte zu wählen, um zu hohe Feuchtegradienten im Brettquerschnitt und die Gefahr von Oberflächen- oder Innenrissen zu vermeiden. Für Holz mit Dicken zwischen 38 – 75 mm ist die rel. Luftfeuchte um 5 %, über 75 mm um 10 % je Stufe zu erhöhen. Bei Brettdicken unter 25 mm kann u.U. mit 5 bis 10 % niedrigerer rel. Luftfeuchte getrocknet werden. Sind besondere Qualitätsanforderungen an das Holz zu erfüllen, wie sie u.a. bei der Verwendung für Sportgeräte oder Werkzeugteile notwendig sind, sollte die Trockentemperatur 60 °C nicht überschreiten. Um Harzfluss zu vermeiden, sind ebenfalls nur Temperaturen bis 50 °C anwendbar. Ein weiterer Grund für niedrige Trocknungstemperaturen ist die Holzverfärbung bei bestimmten Holzarten. Bei vielen Holzarten ändert sich die Holzfarbe bei hohen Trocknungstemperaturen, wobei die Abnahme der Helligkeit um so stärker ist, je höher die rel. Luftfeuchte gewählt wird. Ein Ausweg verspricht die Anwendung niedriger Temperaturen bis 35 °C und um 10 – 15 % niedrigere rel. Luftfeuchten auch zu Beginn der Trocknung, wobei Kondensation auf der Holzoberfläche und der Einsatz von Sprühdampf in der Aufheizphase vermieden werden sollte. Die Entstehung der feinen Oberflächenrisse ist hierbei i.d.R. nicht zu vermeiden. Sie kann jedoch in den meisten Fällen durch Abhobeln beseitigt werden. Freiluft vorgetrocknetes Holz ist zu Beginn mit „schonenden" Klimabedingungen zu trocknen. Hierbei sind die Trocknungsbedingungen anzuwenden, die 2-Stufen über der Stufe liegen, die der aktuellen Holzfeuchte entspricht, um die in der Freiluftrocknung entstandenen Feuchtegradienten im Brett nicht weiter zu erhöhen. PRATT ergänzt die Angaben zur Modifikation der Trocknungspläne um Hinweise, wie beim Auftreten von Trocknungsfehlern der Trocknungsplan zu ändern ist.

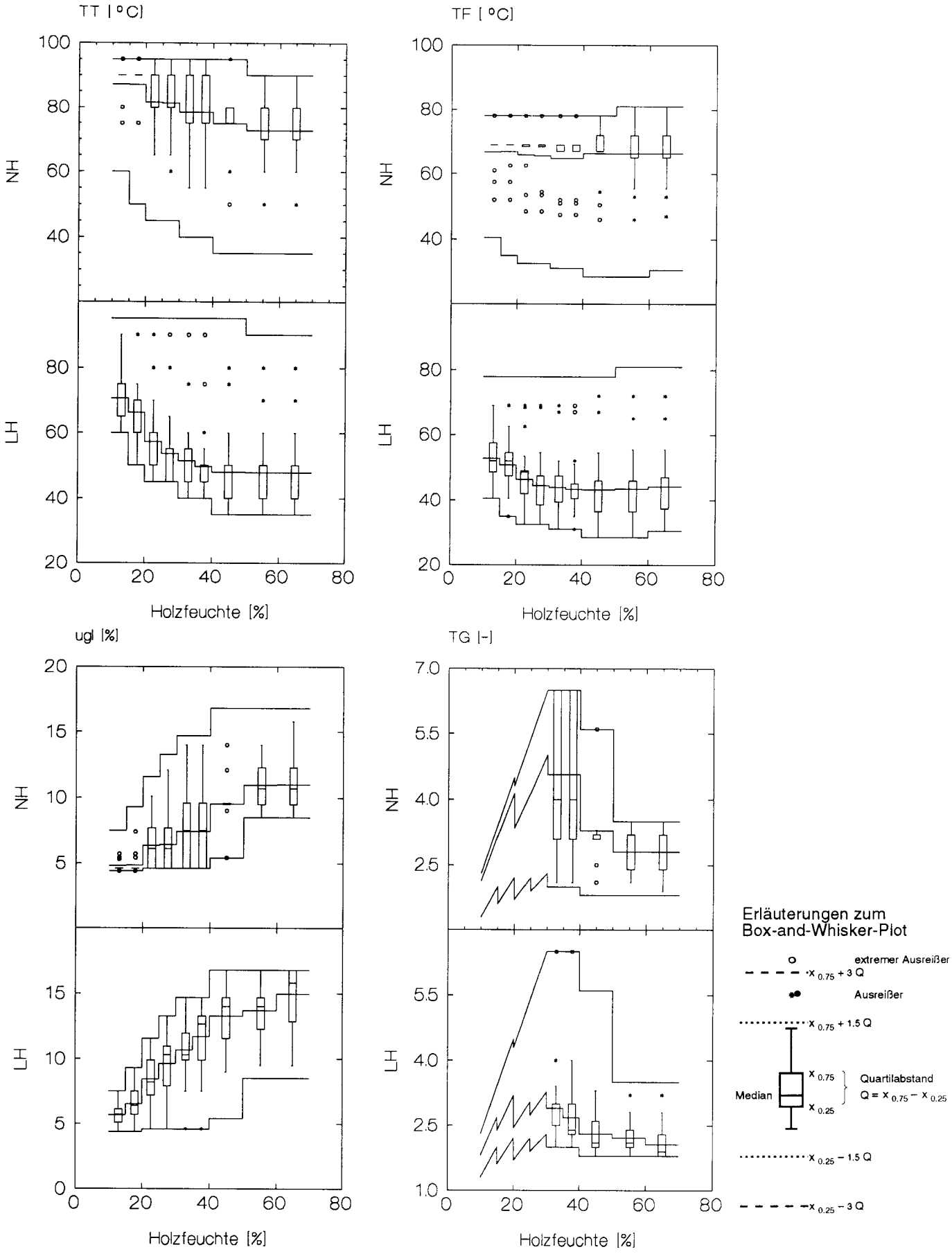


Abb. 6.2 Trocknungsbedingungen in Abhängigkeit der Holzfeuchte für 289 Laub- und 43 Nadelhölzer (1–1.5 inch ; 25 - 38 mm) nach Angaben von PRATT (1974)

Im *Timber Drying Manual* von PRATT (1974) sind für 333 Holzarten, 289 Laubhölzer und 43 Nadelhölzer, Trocknungspläne mit dem Code A bis M angegeben. Für 45 Holzarten stammen die Trocknungsbedingungen aus Angaben in der Literatur. Abbildung 6.2 zeigt die für Laub- und Nadelhölzer anzuwendenden Trocknungsbedingungen in Abhängigkeit der Holzfeuchte für Brettdicken zwischen 25 – 38 mm. Die äußeren Linien beschreiben die Maximal bzw. Minimalwerte für TT, TF, u_{gl} und TG für alle Holzarten. Getrennt für Laub- und Nadelholz sind für die Holzfeuchtestufen >60, 60–50, 50–40, 40–35, 35–30, 30–25, 25–20, 20–15, <15 % *Box-and-Whisker-Plots* eingezeichnet. Zur besseren Übersicht der Lage- und Streuungsverhältnisse wird die Strecke unterhalb des ersten Quartils x_{25} und oberhalb des dritten Quartils x_{75} in drei unterschiedliche Bereiche eingeteilt, die eine Unterscheidung zwischen *„Ausreißern"* und *„extremen Ausreißern"* erlaubt (s. Abb. 6.2). Die Linie zwischen Minimum und Maximum beschreibt das arithmetische Mittel für Nadel- bzw. Laubholz (s.a Anhang 9).

Für Nadelholz werden schon zu Beginn der Trocknung Trockentemperaturen von durchschnittlich 70 °C angewendet, die im weiteren Verlauf bis auf 90 °C erhöht werden. Die mittlere Feuchttemperatur von TF = 66 °C wird im Wesentlichen beibehalten. Die hieraus resultierenden Holz-Ausgleichsfeuchten sinken von durchschnittlich 11 % in 5 Stufen auf ca. 5 %, wobei die Differenz zwischen unterschiedlichen Nadelhölzern im Übergangsbereich von u = 20-40 % bis zu 7 %-u_{gl} beträgt. Als Folge der konstanten Trocknungsbedingungen innerhalb einer Holzfeuchtestufe ergibt sich der in Abb. 6.2 eingezeichnete sägezahnförmige Verlauf des Trocknungsgefälles unter Fasersättigung, in dem zu Beginn der Trocknungsstufe das TG sprunghaft ansteigt und im weiteren Verlauf entsprechend der Abnahme der mittleren Holzfeuchte abfällt. Auf die Wiedergabe der *Box-and-Whiskerplots* für Holzfeuchten unter 30 % wurde verzichtet. Die entsprechenden Streuungen können aus der Abbildung für die Holz-Ausgleichsfeuchte abgeleitet werden. Das Trocknungsgefälle wurde berechnet aus u/u_{gl}, wobei für Holzfeuchten > 30 % für u ein einheitlicher Wert von 30 % angenommen wurde. Damit ergibt sich für Nadelholz ein durchschnittliches Trocknungsgefälle für Holzfeuchten über 60 % von 2.8, das in den folgenden Trocknungsstufen bis zur Holzfeuchte u = 30 % erst auf 3.3 und dann auf 4.6 ansteigt. Zu Beginn der Trocknungsstufe 6 bei u = 30 % wird das höchste durchschnittliche Trocknungsgeälle für Nadelholz mit 5 erreicht, das bis u = 20 % auf 3.3 abfällt. Die Trocknungsbedingungen in Stufe 8 führen wieder zu einem sprunghaften Anstieg auf TG = 4.1, der wiederum bis u = 10 % auf 2.1 linear abnimmt.

Für Laubholz ist eine größere Differenzierung, eine feinere Abstufung und eine geringere Streuung in den Trocknungsbedingungen zu sehen. Die Trocknungstemperaturen bleiben bis u = 40 % auf einem nahezu konstanten Wert von durchschnittlich 48 °C. Im weiteren Trocknungsverlauf wird die Trockentemperatur in jeder Holzfeuchtestufe zuerst in kleinen und ab u = 20 % in größeren Schritten bis auf durchschnittlich 87 °C erhöht. Im Gegensatz zu Nadelholz wächst die Feuchttemperatur im Laufe der Trocknung mit der Trockentemperatur, so dass sich höhere mittlere Holz-Ausgleichsfeuchten bei Laubholz ergeben. Für Holzfeuchten über 60 % wird durchschnittlich mit einem u_{gl} = 15 % begonnen und in den acht folgenden Holzfeuchtestufen um ca. 1 % u_{gl} bis auf u_{gl} = 5.7 % erniedrigt. Damit ergeben sich als mittlere Trocknungsgefälle bei der Trocknung von Laubholz Werte zwischen 1.8 und 3.3 ohne einem ausgeprägten Maximum zwischen 25 % und 30 % Holzfeuchte wie beim Nadelholz. Über Fasersättigung beginnt die Trocknung von Laubholz im Durchschnitt mit einem TG von 2, das im weiteren Trocknungsverlauf in Stufen auf 2.8 erhöht wird. Unter Fasersättigung variiert das Trocknungsgefälle zwischen 2.3 und 3.3 und fällt erst in der 9. Stufe bei Holzfeuchten von u = 10 % auf 1.8 ab.

In BRUNNER-HILDEBRAND (1987) wird für die Beschreibung der Trocknungsbedingungen die Trockentemperatur und das Trocknungsgefälle gewählt. Unter dem Trocknungsgefälle wird

Tab. 6.3 Umwandlung der Trocknungspläne von BRUNNER-HILDEBRAND (1987) für die Anwendung in einer holzfeuchteabhängigen Steuerung mit Holz-Ausgleichsfeuchte und Psychrometerdifferenz

a) Orginaltabelle Nr. 32 auf S. 298 mit Beispiel: Buche 30-60 mm, (TT;TG)
Aufheizen u_{gl} = 17 %, (55.0; 2.4), (70.0;4.0)

b) aus TG und u berechnete Fasersättigungsfeuchte, die für die Umrechnung von TG-Werten in u_{gl}-Werte je Holzfeuchtestufe verwendet wird

c) u_{gl}-Werten berechnet aus TG-Werten mit einheitlicher Fasersättigungsfeuchte u_{FS} = 30 % und Differenz zu den von BRUNNER-HILDEBRAND anzuwendenden Holz-Ausgleichsfeuchten für Holzfeuchten über u = 20% (Werte in Klammern)

a) Trocknungsgefälle TG [–]

	Holzfeuchte	2,0 ugl [%]	2,0 psy. Diff [° C]	**2,4** ugl [%]	**2,4** psy. Diff [° C]	2,8 ugl [%]	2,8 psy. Diff [° C]	3,2 ugl [%]	3,2 psy. Diff [° C]	3,6 ugl [%]	3,6 psy. Diff [° C]	**4,0** ugl [%]	**4,0** psy. Diff [° C]	4,4 ugl [%]	4,4 psy. Diff [° C]
Trockn. bis zum Fasersättigungsb.	bis 60 %	18,0	2,0	**16,5**	**3,0**	15,0	3,5	13,0	4,5	12,0	5,0	11,0	6,0	10,0	7,0
	60 – 50 %	17,0	2,5	**15,5**	**3,5**	14,0	4,0	12,5	5,0	11,5	5,5	10,5	6,5	9,5	7,5
	50 – 40 %	16,5	3,0	**15,0**	**3,5**	13,0	4,5	11,5	5,5	10,5	6,5	9,5	7,5	9,0	8,0
	40 – 35 %	15,5	3,5	**14,0**	**4,0**	12,5	5,0	11,0	6,0	10,0	7,0	9,0	8,0	8,0	9,0
Fasersättigungsbereich	35 – 30 %	15,0	3,5	13,0	4,5	**11,5**	**5,5**	10,0	7,0	9,0	8,0	*)	7,5	7,5	11,0
	30 – 25 %	14,0	4,0	12,0	5,0	10,5	6,5	**9,5**	**7,5**	8,5	9,0	7,5	11,0	7,0	12,0
	25 – 20 %	12,5	5,0	10,5	6,5	9,0	8,0	*)	10,0	**7,0**	**12,0**	6,5	*)	6,0	15,0
Trocknung nach dem Fasersättigungsbereich	20 – 17 %	10,0	7,0	8,5	9,0	7,0	12,0	6,5	13,0	5,5	18,0	**5,0**	**20,0**	4,5	23,0
	17 – 14 %	8,5	9,0	7,0	12,0	6,0	15,0	5,5	18,0	4,5	23,0	**4,0**	**25,0**	3,5	27,0
	14 – 12 %	7,0	12,0	6,0	15,0	5,0	20,0	4,5	23,0	4,0	25,0	**3,5**	**27,0**	3,0	30,0
	12 – 10 %	6,0	15,0	5,0	20,0	4,5	23,0	4,0	25,0	3,5	27,0	**3,0**	**30,0**	2,5	33,0
	10 – 8 %	5,0	20,0	4,0	25,0	3,5	27,0	3,0	30,0	3,0	30,0	**2,5**	**33,0**	2,0	35,0
	8 – 6 %	4,0	25,0	3,5	27,0	2,5	33,0	2,5	33,0	2,0	35,0	**2,0**	**35,0**	2,0	35,0

Trocknungsgefälle TG [–]

Holzfeuchte	2,0	2,4	2,8	3,2	3,6	4,0	4,4
	b) für die Berechnung von ugl angenommene mittlere Holzfeuchte *(Abweichungen zu theoretischer Fasersättigung = 30 %)*					Ø u = TG * ugl [%]	
bis 60	36,0 *(+6,0)*	39,6 *(+9,6)*	42,0 *(+12,0)*	41,6 *(+11,6)*	43,2 *(+13,2)*	44,0 *(+14,0)*	44,0 *(+14,0)*
60 – 50	34,0 *(+4,0)*	37,2 *(+7,2)*	39,2 *(+9,2)*	40,0 *(+10,0)*	41,4 *(+11,4)*	42,0 *(+12,0)*	41,8 *(+11,8)*
50 – 40	33,0 *(+3,0)*	36,0 *(+6,0)*	36,4 *(+6,4)*	36,8 *(+6,8)*	37,8 *(+7,8)*	38,0 *(+8,0)*	39,6 *(+9,6)*
40 – 35	31,0 *(+1,0)*	33,6 *(+3,6)*	35,0 *(+5,0)*	35,2 *(+5,2)*	36,0 *(+6,0)*	36,0 *(+6,0)*	35,2 *(+5,2)*
35 – 30	30,0 *(+0,0)*	31,2 *(+1,2)*	32,2 *(+2,2)*	32,0 *(+2,0)*	32,4 *(+2,4)*		33,0 *(+3,0)*
30 – 25	28,0	28,8	29,4	30,4	30,6	30,0	30,8
25 – 20	25,0	25,2	25,2		25,2	26,0	26,4
20 – 17	20,0	20,4	19,6	20,8	19,8	20,0	19,8
17 – 14	17,0	16,8	16,8	17,6	16,2	16,0	15,4
14 – 12	14,0	14,4	14,0	14,4	14,4	14,0	13,2
12 – 10	12,0	12,0	12,6	12,8	12,6	12,0	11,0
10 – 8	10,0	9,6	9,8	9,6	10,8	10,0	8,8
8 – 6	8,0	8,4	7,0	8,0	7,2	8,0	8,8
	c) ugl-Werte berechnet aus TG und theor. Fasersättigung = 30 % *(Abweichungen zwischen BRUNNER-HILDEBRAND und ber. ugl-Werten)*						
Trockn. bis zum Fasersättigungsb. bis 60	15,0 *(+3,0)*	12,5 *(+4,0)*	10,7 *(+4,3)*	9,4 *(+3,6)*	8,3 *(+3,7)*	7,5 *(+3,5)*	6,8 *(+3,2)*
60 – 50	15,0 *(+2,0)*	12,5 *(+3,0)*	10,7 *(+3,3)*	9,4 *(+3,1)*	8,3 *(+3,2)*	7,5 *(+3,0)*	6,8 *(+2,7)*
50 – 40	15,0 *(+1,5)*	12,5 *(+2,5)*	10,7 *(+2,3)*	9,4 *(+2,1)*	8,3 *(+2,2)*	7,5 *(+2,0)*	6,8 *(+2,2)*
40 – 35	15,0 *(+0,5)*	12,5 *(+1,5)*	10,7 *(+1,8)*	9,4 *(+1,6)*	8,3 *(+1,7)*	7,5 *(+1,5)*	6,8 *(+1,2)*
Fasersättigungsbereich 35 – 30	15,0 *(+0,0)*	12,5 *(+0,5)*	10,7 *(+0,8)*	9,4 *(+0,6)*	8,3 *(+0,7)*	7,5	6,8 *(+0,7)*
30 – 25	15,0 *(–1,0)*	12,5 *(–0,5)*	10,7 *(–0,2)*	9,4 *(+0,1)*	8,3 *(+0,2)*	7,5 *(+0,0)*	6,8 *(+0,2)*
25 – 20	12,5 *(+0,0)*	10,4 *(+0,1)*	8,9 *(+0,1)*	7,8	6,9 *(+0,1)*	6,3 *(+0,3)*	5,7 *(+0,3)*

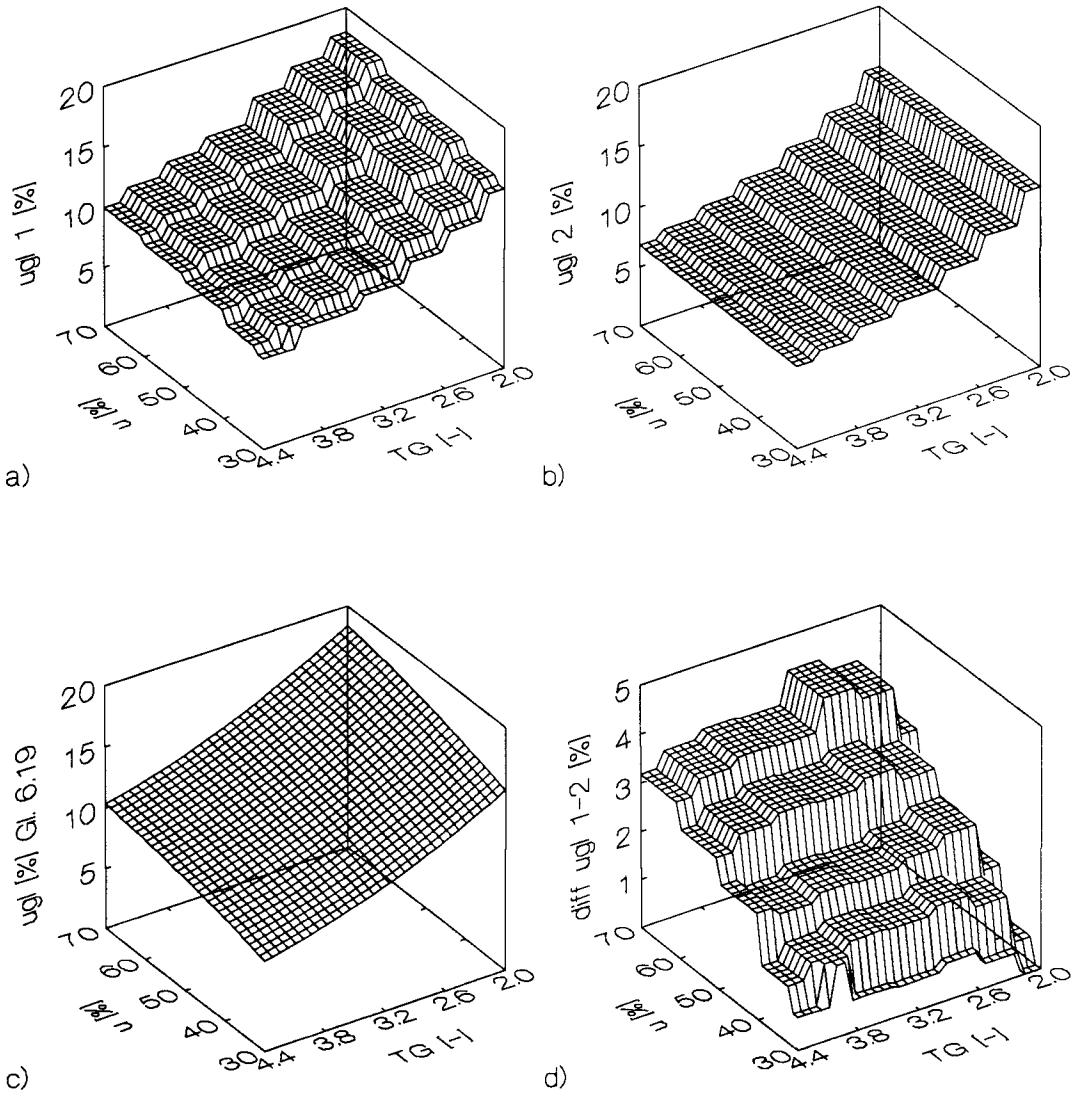


Abb. 6.3 Zusammenhang zwischen Trocknungsgefälle TG, mittlerer Holzfeuchte u und Holz-Ausgleichsfeuchte ugl (Erläuterungen im Text)
a) nach BRUNNER-HILDEBRAND (s. Tab. 6.3)
b) berechnet mit einem einheitlichen Wert u = 30%
c) berechnet mit Gl. 6.19
d) Differenz zwischen a) und b)

das Verhältnis von vorhandener, mittlerer Holzfeuchte und Holz-Ausgleichsfeuchte verstanden (KEYLWERTH, 1950). Für die 310 Laubhölzer und 37 Nadelhölzer werden jeweils ein u_{gl}-Wert für die Aufheizphase und zwei Wertepaare (TT; TG) für den Trocknungsvorgang angegeben. Die Angaben zu Temperatur und Trocknungsgefälle beschreiben die Klimawerte der Luft über bzw. unter Fasersättigung. Nach BRUNNER-HILDEBRAND (1987, S. 298) können diese Angaben auch in einen holzfeuchteabhängigen Trocknungsplan umgewandelt werden. Hiermit wird es möglich, diese Angaben in Steuerungsanlagen zu verwenden, die nur eine holzfeuchteabhängige Regelung der Trockentemperatur und Psychrometerdifferenz bzw. Holz-Ausgleichsfeuchte in Stufen erlauben. In dieser Arbeit wird dieses Verfahren angewendet, um eine vergleichbare Darstellung der Trocknungsbedingungen wie in Abb. 6.2 zu erhalten. Entsprechend den Angaben bei BRUNNER-HILDEBRAND wird bei der Trocknung zwischen drei Holzfeuchtebereichen mit den in Tabelle 6.3 angegebenen Holzfeuchteintervallen unterschieden. Bis zu Holzfeuchten von 35 % bleibt die Trocknungstemperatur konstant. Im Übergangsbereich von u = 35 % bis 20 % bis wird die Temperatur auf den Endwert linear gesteigert. Gleichzeitig nimmt in den ange-

gebenen Holzfeuchtestufen die Psychrometerdifferenz kontinuierlich zu, so dass sich mit Abnahme der Holzfeuchte die Holz-Ausgleichsfeuchte für das angegebene Beispiel Buche: 30 – 60 mm von u_{gl} = 16.5 % bis auf u_{gl} = 2 % verringert. Bei BRUNNER-HILDEBRAND wird das Trocknungsgefälle für Holzfeuchten über Fasersättigung nicht, wie allgemein üblich, mit einem konstanten Wert (u_{FS} = 30 %) berechnet. Die entsprechenden Werte sind in Tab. 6.3 b) wiedergegeben und in Abb. 6.3 a) dargestellt. Sie ergeben sich aus dem Produkt der angegebenen Trocknungsgefälle und der Holz-Ausgleichsfeuchten. Damit sind die nach BRUNNER-HILDEBRAND anzuwendenden Holz-Ausgleichsfeuchten für Holzfeuchten über 30 % bis um 4.3 % u_{gl} höher, als wenn man die u_{gl}-Werte aus dem vorgegebenen TG und einem konstanten Wert für die Holz-Ausgleichsfeuchte über Fasersättigung berechnet. Je höher die mittlere Holzfeuchte ist, um so höher ist die Holz-Ausgleichsfeuchte bei der Trocknung mit gleichem TG-Wert zu wählen. Hohe Holzfeuchten erfordern damit die Anwendung höherer rel. Luftfeuchten.

Berechnet man die u_{gl}-Werte für Holzfeuchten über 30 % mit einem einheitlichen Wert u_{FS} = 30 % als Quotient von (u/TG), so ergeben sich die in Tab. 6.3 c) angegebenen Werte. Ein Vergleich zwischen diesen und den von BRUNNER-HILDEBRAND angenommenen Holz-Ausgleichsfeuchten zeigt Abb. 6.3 d). Die höchsten Abweichungen ergeben sich für Holzfeuchten über 60 % bei einem Trocknungsgefälle von 2.8, wo nach BRUNNER-HILDEBRAND ein u_{gl}-Wert von 15 % eingestellt werden sollte und die Berechnung mit u = 30 % und TG = 2.8 einen Wert von 10.7 % ergibt.

Um aus den Angaben zum Trocknungsgefälle die tatsächlich bei BRUNNER-HILDEBRAND geforderten Klimabedingungen berechnen zu können, wurden die Angaben zur Holz-Ausgleichsfeuchte, zum Trocknungsgefälle und zur mittleren Holzfeuchte einer Regressionsanalyse unterzogen. Ziel war es, die Holz-Ausgleichsfeuchte in Abhängigkeit des Trocknungsgefälles und der mittleren Holzfeuchte zu berechnen, so dass die in Tabelle 6.3 b) angegebenen Werte erreicht werden. Hierzu wurde ein quadratischer Ansatz gewählt. Die Berechnung ergab die in Gl. 6.19 angegebenen Koeffizienten mit einem Bestimmtsheitmaß von 0.995.

$$u_{gl} = \begin{cases} \dfrac{\bar{u}}{TG} & ; \quad \bar{u} \le 30 \\ A + B\,TG + C\,TG^2 + D\,\bar{u} + E\,\bar{u}^2 + F\,TG\,\bar{u} & ; \quad 30 < \bar{u} \le 65 \\ & \text{für } \bar{u} > 65 \rightarrow \bar{u} = 65 \end{cases} \tag{6.19}$$

A =	21.7654	D =	0.1781881689
B =	– 6.769619830	E =	– 0.000769979
C =	0.610119048	F =	– 0.0070057

mit

u_{gl}	Holz-Ausgleichsfeuchte	[%]
$\bar{u}$	mittlere Holzfeuchte im Brettquerschnitt	[%]
TG	Trocknungsgefälle	[–]

Mit dieser Gleichung wurden aus den Angaben zu (TT;TG) von BRUNNER-HILDEBRAND die u_{gl}-Werte für Holzfeuchtestufen entsprechend der Holzfeuchtestufen bei PRATT berechnet und anschließend die fehlende Größe TF abgeleitet. Wie schon zuvor sind die Mittelwerte und *Box-and-Whisker-Plots* getrennt für Laub- und Nadelholz (30 – 60 mm) in Abb. 6.4 wiedergegeben. Ebenfalls sind die Minimal- und Maximalwerte eingezeichnet.

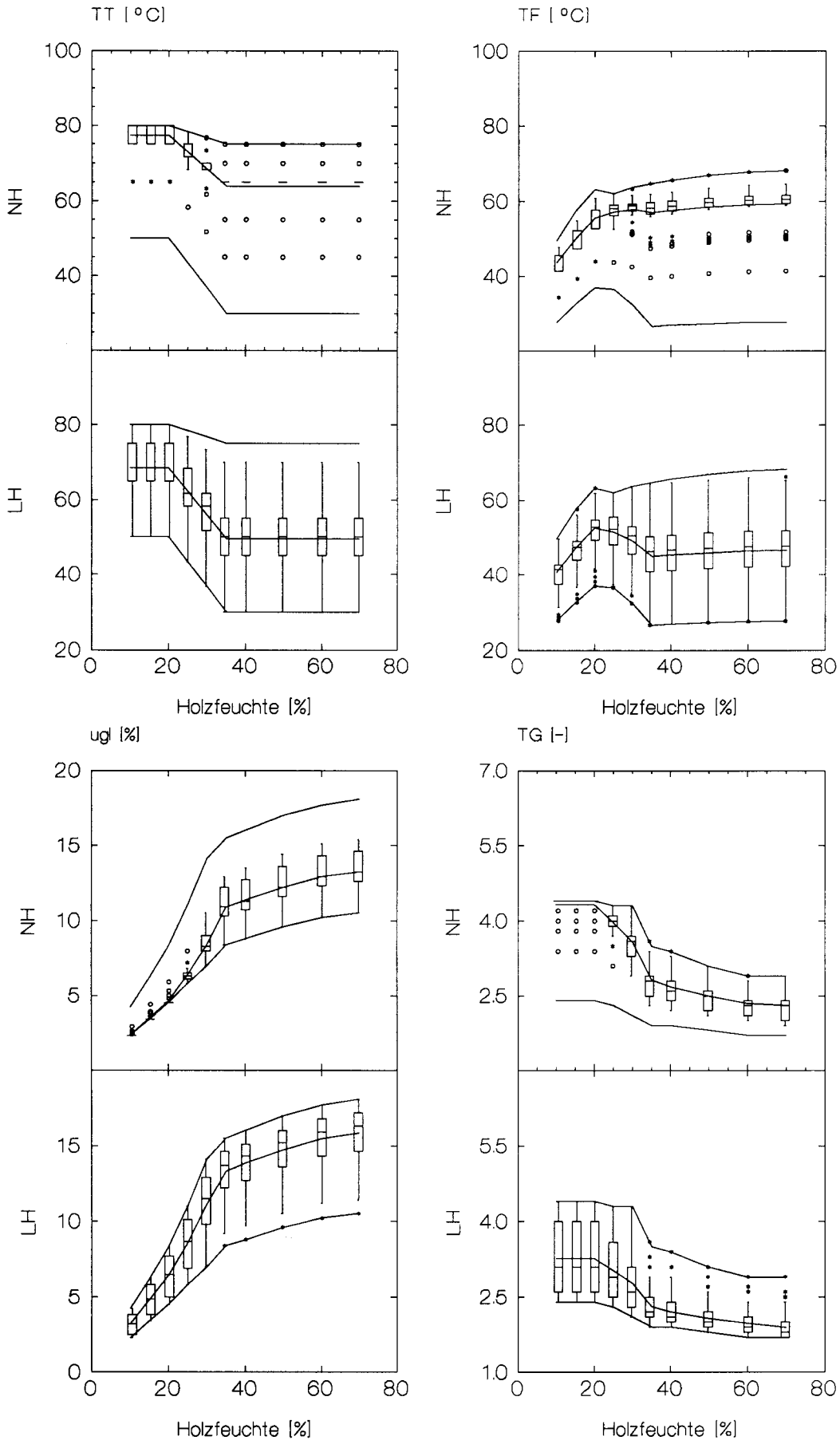


Abb. 6.4 Trocknungsbedingungen in Abhängigkeit der Holzfeuchte für 310 Laub- und 37 Nadelhölzer (30-60 mm) nach Angaben von BRUNNER-HILDEBRAND (1987)

Die Auswertungen zum Trocknungsgefälle geben nicht die bei BRUNNER-HILDEBRAND angegebenen Werte wieder. Sie wurden vielmehr aus den mit Gl. 6.19 berechneten u_{gl}-Werten berechnet, indem für Holzfeuchten u > 30 % die mittlere Holzfeuchte mit einheitlich 30 % angenommen wurde. Für Holzfeuchten unter Fasersättigung sind damit die in Abb. 6.4 angegebenen Trocknungsgefälle niedriger als in den bei BRUNNER-HILDEBRAND aufgeführten Trocknungsplänen. Die Einzelwerte sind in Anhang 9 wiedergegeben.

Nach BRUNNER-HILDEBRAND beginnt die Trocknung von Nadelholz im Durchschnitt bei 63 °C und endet mit ca. 77 °C. Dabei wird die Temperatur im Übergangsbereich zwischen u = 35 % und 20 % linear erhöht. Die Feuchttemperatur wird zu Beginn nur geringfügig verringert und bleibt bis u = 25 % bei Werten zwischen 59 und 57 °C. Erst in den letzten drei Trocknungsstufen wird die Feuchttemperatur auf 55 °C, 50 °C und abschließend auf 44 °C erniedrigt. Einen ähnlichen Verlauf zeigt die Entwicklung der Holz-Ausgleichsfeuchte. Im Bereich über Fasersättigung wird die Holz-Ausgleichsfeuchte von durchschnittlich 13 % auf 11 % erniedrigt. Erst ab u = 30 % werden im weiteren Trocknungsverlauf die Bedingungen deutlich „verschärft", so dass sich nahezu eine lineare Abnahme der Holz-Ausgleichsfeuchte auf bis zu 2 %-ugl ergibt. Die Zweiteilung in den Trocknungsbedingungen zeigt sich natürlich auch im Trocknungsgefälle. Bis u = 35 % wird das Trocknungsgefälle von 2.3 nur auf 2.8 erhöht. Anschließend wird im Übergangsbereich zwischen u = 35 % und 20 % das Trocknungsgefälle linear auf den Endwert von durchschnittlich 4.3 erhöht, der dann bis zum Ende der Trocknung beibehalten wird.

Wie schon bei PRATT (1974) zeigt die Auswertung von BRUNNER-HILDEBRAND (1987), dass die Laubhölzer bei niedrigeren Temperaturen und „milderen" Trocknungsbedingungen getrocknet werden. Die Trocknungstemperatur beträgt bis u = 35 % durchschnittlich ca. 50 °C und wird auf 68 °C erhöht. Bis u = 35 % bleibt die Feuchttemperatur nahezu unverändert auf 46 °C , steigt dann bis 52 °C bei u = 20 % an und fällt zum Ende der Trocknung auf 40 °C ab. Die Trocknung von Laubholz startet im Mittel mit einer Holz-Ausgleichsfeuchte von 16 %. Sie sinkt je 10 %-Holzfeuchte um ca. 1 %-u_{gl}. Erst ab u = 30 % ändert sich die Holz-Ausgleichsfeuchte je 5 %-Stufe um 2 %-u_{gl} auf einen Endwert von durchschnittlich u_{gl} = 3.2 %. Daraus ergeben sich für das Trocknungsgefälle mittlere Werte zwischen 1.9 und 3.3, die bis u = 20 % kontinuierlich zunehmen.

Auch wenn ein direkter Vergleich zwischen den Trocknungsplänen von PRATT und BRUNNER-HILDEBRAND aufgrund der unterschiedlichen Brettstärken nur bedingt möglich ist, weisen die Trocknungsvorschriften doch prinzipielle Gemeinsamkeiten auf. Die Trocknung beginnt mit milden Trocknungsbedingungen bei niedrigen Temperaturen und hohen Holz-Ausgleichsfeuchten, die im weiteren Verlauf verschärft werden. In der Regel wird Nadelholz bei höheren Temperaturen und niedrigeren Holz-Ausgleichsfeuchten als Laubholz getrocknet. Abweichungen zeigen sich im Trocknungsgefälle unter Fasersättigung. Die höheren Holz-Ausgleichsfeuchten bei PRATT für niedrige Holzfeuchten führen zum Ende der Trocknung zu einer Abnahme des Trocknungsgefälles. Die BRUNNER-HILDEBRAND Pläne weisen demgegenüber ab u = 20 % ein einheitliches Trocknungsgefälle auf. Dabei sollte nach KEYLWERTH (1950) kurz vor Erreichen der mittleren Zielfeuchte die Gleichgewichtsfeuchte „höchstens 2 bis 3 % unter der Zielfeuchte des Holzes liegen", um vorhandene Trocknungsspannungen abzubauen und keine zu hohen Feuchtegradienten über dem Brettquerschnitt zu erhalten. Reicht diese Maßnahme allein nicht aus, so ist vor dem Konditionieren das Holz zu dämpfen.

Auf eine zusammenfassende Darstellung weiterer Trocknungspläne wird an dieser Stelle verzichtet. Die bei BOONE, KOZLIK, BOIS, WENGERT (1988) angegebenen amerikanischen Trocknungspläne für die konventionelle Frischluft-/Ablufttrocknung verlaufen prinzipiell in glei-

cher Weise. Die Codierung der Trocknungsbedingungen erfolgt jedoch nach einem anderen Schema.

Ein Vergleich mit der allgemeinen Trocknungsvorschrift von MOLL (1930, vgl. Abb. 2.1) zeigt, dass die bei PRATT und BRUNNER-HILDEBRAND empfohlenen Trocknungspläne für niedrige Holzfeuchten deutlich höhere Trocknungsgefälle aufweisen. Nach MOLL sollte die Trocknung bis Fasersättigung bei z.B. 40 °C mit einem Trocknungsgefälle von 2.18 beginnen, das im weiteren Verlauf bis u = 10 % auf einen Wert von TG = 1.3 fällt und anschließend konstant bleibt. Hieran zeigt sich die Weiterentwicklung der Trocknungspläne, die auch heute noch nicht abgeschlossen ist. So kann nach WENGERT, BALTES (1971) die Trocknungszeit von *Red oak* gegenüber einem Stufenplan um 10 % reduziert werden, wenn die Trocknungsbedingungen der einzelnen Stufen gleitend ineinander überführt werden. Die Versuche von LITTLE, TOENNISSION (1989) an *Red oak* mit 25 mm Dicke mit einem „mid-point" Trocknungsplan führen gegenüber dem modifizierten Stufenplan T4–D2 zu einer Zunahme der Trocknungszeit um ca. 25 %, wobei sich jedoch nach Berechnungen mit einem Computerprogramm eine Energieeinsparung von insgesamt 6.5 % ergibt. Im „mid-point" Plan wird die Trocken- und Feuchttemperatur ausgehend von der Mitte der jeweiligen Holzfeuchtestufe bis zur Mitte der nächsten Trocknungsstufe auf den nächsten Wert linear verändert.

Besonders die Anwendung spezieller Trocknungsbedingungen für *Fagus sylvatica* ist Gegenstand neuerer Untersuchungen. Ziel ist es, Buchenholz mit heller Farbe und geringen Restspannungen in kurzer Zeit zu trocknen. Die Untersuchungen von ALÉON (2002) zeigen, dass die Anwendung von Sattdampf in der Aufheizphase die Restspannungen deutlich reduziert. Da aber die Helligkeit des Holzes mit der Dampfbehandlung abnimmt, wurde in einem weiteren Versuch bis Fasersättigung mit niedrigen Temperaturen getrocknet und erst dann die Dämpfphase durchgeführt. Die hierbei erreichten Trocknungszeiten sind jedoch zu lang. Zyklisch wechselnde Trocknungstemperaturen über Fasersättigung können den Trocknungsvorgang beschleunigen. Die Temperaturen wurden zwischen 30 °C (4 h) und 50 °C (1 h) bei hoher Luftgeschwindigkeit und einer gleichbleibenden Holz-Ausgleichsfeuchte von 16 % gewechselt. Die Anwendung zyklischer Trocknungstemperaturen, das Zwischendämpfen bei Fasersättigung und die Verwendung spezieller Stapelleisten stellen nach ALÉON eine gute Möglichkeit dar, helles und spannungsfreies Buchenholz in kurzer Trocknungszeit zu erhalten.

Einen ganz anderen Ansatz benutzten GARD, RIEPEN (2002) bei der Trocknung von Buche. Sie kombinieren die konventionelle Trocknung mit einer Hochtemperaturphase bei gesättigter Dampfatmosphäre. Nach einer Aufheizphase bis auf 100 °C, die gleichzeitig als Dämpfphase genutzt werden kann, wenn eine einheitliche Holzfarbe erreicht werden soll, wird im ersten Trocknungsabschnitt über 100 °C im überhitzten Dampf bei reiner Dampfatmosphäre bei Normaldruck getrocknet. Die Trocknung bei hohen Temperaturen fördert den Feuchtetransport im Holz und bewirkt eine schnelle Trocknung. Im weiteren Trocknungsverlauf unter Fasersättigung erfolgt eine Abkühlung unter 100 °C, in der bei ca. 70 °C konventionell weitergetrocknet wird. Den Abschluss der Trocknung bildet eine Konditionierungs- und Abkühlphase. Die Ergebnisse zeigen, dass bei der Anwendung dieser Technik noch Schwierigkeiten im Hinblick auf die Holzfarbe zu überwinden sind. Verwerfungen, Zellkollaps und Oberflächenrisse können durch eine sorgfältige Prozessführung weitestgehend vermieden werden. Überzeugen kann die mit diesem modifizierten Verfahren erreichte Trocknungszeit. Die Trocknungszeit für 28 mm dicke Bretter verringert sich von 3 Wochen auf 3 Tage bei vergleichbarer Trocknungsqualität, so dass sich eine Energieeinsparung gegenüber der konventionellen Trocknungsführung von 35 % ergibt. Aufgrund der langen Konditionierung sind nur geringe Feuchtegradienten im Holz nach Abschluss der Trocknung vorhanden.

Die Optimierung vorhandener Trocknungspläne im Hinblick auf Qualität und Kosten wird auch heute noch intensiv erforscht. Dabei könnten die experimentellen Untersuchungen durch Berechnungen mit Simulationsmodellen ergänzt werden. Bevor die Computersimulation Experimente ersetzen kann, ist zu klären, inwieweit das reale System Schnittholztrockner durch die mathematischen Modelle richtig beschrieben wird. Die richtige Vorhersage der Feuchteverteilung im Brettquerschnitt als Folge der Holzeigenschaften und Trocknungsbedingungen ist dabei notwendige Voraussetzung, um die Qualität und die Kosten bei geänderten Trocknungsplänen abzuschätzen.

7. Simulation des Trocknungsverhaltens von Holz

Nachdem in den vorangegangenen Kapiteln die Grundlagen zur mathematischen Beschreibung des Trocknungsverhaltens von Holz und der Trocknungspläne erläutert wurden, folgt in diesem Abschnitt die Anwendung des Simulationsprogramms für ausgewählte Beispiele. Ein Vergleich mit experimentellen Daten aus der Literatur soll zeigen, inwieweit die hier vorgestellten Berechnungsverfahren geeignet sind, das Trocknungsverhalten von Schnittholz zu beschreiben. Dabei wird auf folgende Fragen eingegangen:

- Wie gut können die durchschnittlichen Feuchteentwicklungen und die Feuchteprofile mit dem in dieser Arbeit vorgestellten Simulationsmodell vorhergesagt werden? Hierzu werden einige Versuche mit konstanten Trocknungsbedingungen nachgerechnet, wobei die unterschiedlichen Ansätze zur Beschreibung des Diffusionskoeffizienten verwendet werden. Gleichzeitig erfolgt eine Gegenüberstellung mit den Ergebnissen der einfachen Trocknungszeitmodelle.

- Was bewirken Änderungen der Trockentemperatur, der Holz-Ausgleichsfeuchte und der Luftgeschwindigkeit bei der Trocknung von Fichtenholz? Es werden verschiedene zeitabhängige Trocknungspläne berechnet und mit experimentellen Ergebnissen verglichen. Entsprechend der Zielsetzung dieser Arbeit ist zu klären, ob durch die Simulation eine gezielte Optimierung im Hinblick auf Trocknungszeit, -kosten und -qualität möglich ist. Neben den Unterschieden in den Trocknungsbedingungen soll auch der Einfluss unterschiedlicher Anfangsfeuchten auf den Trocknungsvorgang quantifiziert werden.

- In welchem Maß beeinflusst die Wahl des Trocknungsplans den Trocknungsverlauf? Grundlage für den Vergleich ist die Bandbreite der heute in der Praxis angewandten Trocknungspläne. Hierbei werden holzfeuchteabhängige Stufenpläne mit Angaben zu der Trockentemperatur und der Psychrometerdifferenz Trocknungsplänen gegenübergestellt, bei denen die Regelung durch die Trockentemperatur und das Trocknungsgefälle erfolgt.

- Ändert sich das Ergebnis der Simulation, wenn man die Holz-Ausgleichsfeuchte an der Brettoberfläche statt mit einem allgemeinen Sorptionsansatz mit einem speziellen Ausdruck einer primären Sorptionsisothermen beschreibt? In diesem Zusammenhang interessiert lediglich der Einfluss der Sorption auf den Stoffübergang. Ein vermuteter Einfluss unterschiedlicher Sorptionseigenschaften auf den Stofftransport im Holz wird durch die Wahl der verschiedenen Diffusionskoeffizienten deutlich.

7.1 Konstante Trocknungsbedingungen

Trocknungsversuche von DIETL (1995), EGNER (1934) und SCHAUSS (1940) im Vergleich zu einfachen Trocknungszeitmodellen und der Simulation mit einem eindimensionalen Diffusionsmodell

Von DIETL (1995), EGNER (1934) und SCHAUSS (1940) wurden Versuchstrocknungen mit konstanten Trocknungsbedingungen durchgeführt, die u.a. auch für die Herleitung eines feuchte- und temperaturabhängigen Diffusionskoeffizienten benutzt wurden. Eine kurze Beschreibung der Versuchsbedingungen ist bei den jeweiligen Tabellen zum Diffusionskoeffizient (Anhang 7) aufgeführt. Die Anwendung konstanter Trocknungsbedingungen erlaubt die Berechnung der Trocknungszeit mit den in Kap. 3 vorgestellten **einfachen Trockenzeit-Modellen**. Die hierfür benötigten Eingangsgrößen sind in Tabelle 7.1 aufgeführt.

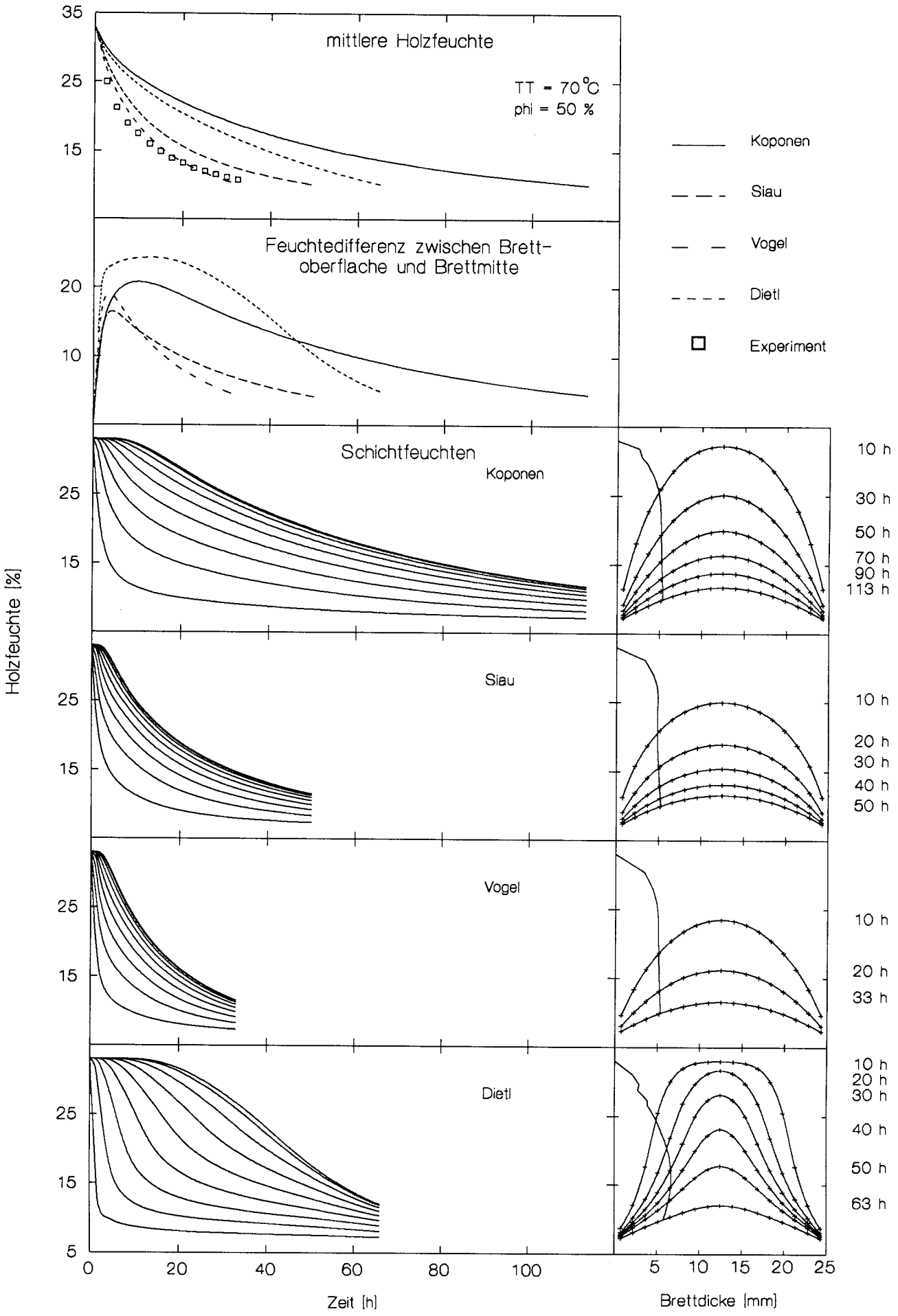
Tab. 7.1 Trocknungszeiten für Versuche mit konstanten Trocknungsbedingungen
- experimentell nach DIETL (1995), EGNER (1934), SCHAUSS (1940)
- berechnet mit einfachen Trocknungszeitmodellen (vgl. Kap. 3)
- berechnet mit einem eindimensionalen Diffusionsmodell und Diffusionskoeffizienten nach KOPONEN (1987), SIAU (1971), VOGEL (1989), DIETL (1995), EGNER (1934), SCHAUSS (1940)

		Autor	Dietl (1995)		Egner (1934)		Voigt, Krischer, Schauss (1940)		
Versuchsbedingungen		Holzart	Fichte		Fichte		Buche		
		u_A	33,0		32,0		115,0		[%]
		u_E	10,0		8,0		13,0		[%]
		Δu	23,0		24,0		102,0		[%]
		$u_A - \Delta u/2$	21,5		20,0		64,0		[%]
		r_0	0,390		0,404		0,600		[g/cm³]
		ϑ	70		40		30		[°C]
		φ	50		15		28,5		[%]
		u_{gl}	6,8		3,2		5,7		[%]
		d	25		70		80		[mm]
		w	3,0		0,1		0,1		[m/s]
			Gesamtzeit und Halbwertszeit der Konstanttrocknungen						
Experiment $t_{exp.}$			**33**	**5**	**600**	**86**	1400	**243**	**[h]**
$t_{ber.}$ berechnet mit	einfachem Trocken-zeitmodell	Kollmann ⊗	19	7	195	66	905	243	[h]
		Gl. 3.10.3	(– 42)	(+ 40)	(– 68)	(– 23)	(– 35)	(+ 0)	[%]
		Vorreiter ⊗ ⊗ ⊗	57	16	18464	4778	101989	18788	[h]
		Gl. 3.11.2	(+ 73)	(+ 220)	(+ 2977)	(+ 5456)	(+ 7185)	(+ 7632)	[%]
		Simpson ⊗ ⊗	59	16	709	213	2458	565	[h]
		Gl. 3.12	(+ 79)	(+ 220)	(+ 18)	(+ 148)	(+ 76)	(+ 133)	[%]
	eindimensionalem Diffusionsmodell Diffusionskoeffizient nach:	Koponen	116	22	2422	489	6983	1309	[h]
		Gl. 5.111	(+ 252)	(+ 340)	(+ 304)	(+ 469)	(+ 399)	(+ 439)	[%]
		Siau	51	9	1349	223	5828	1599	[h]
		Gl. 5.104	(+ 55)	(+ 80)	(+ 125)	(+ 159)	(+ 316)	(+ 558)	[%]
		Vogel	34	7	774	148	3699	759	[h]
		Gl. 5.118	(+ 3)	(+ 40)	(+ 29)	(+ 72)	(+ 164)	(+ 212)	[%]
		Dietl	67	18					[h]
		Gl. 5.98	(+ 103)	(+ 260)					[%]
		Egner			626	113			[h]
		Gl. 5.87			(+ 4)	(+ 31)			[%]
		Schauss					1839	329	[h]
		Gl. 5.97					(+ 31)	(+ 35)	[%]

$$( ) = \frac{t_{ber.} - t_{exp.}}{t_{exp.}} \cdot 100 \ [\%]$$

Die **Trocknung von DIETL** mit 25 mm dicken Fichtenbrettern ($r_0 = 0.39$ g/cm³) von 33 % auf 10 % Holzfeuchte bei $\vartheta = 70$ °C, $\varphi = 50$ % und einer Luftgeschwindigkeit von w = 3 m/s benötigte 33 Stunden. Nach 5 Stunden war die Halbwertszeit erreicht. Benutzt man Gl. 3.10.3 von KOLLMANN (1936 a), in der die Angaben zu Rohdichte, Anfangs- und Endfeuchte, Trocknungstemperatur und Brettdicke verwendet werden, so ergibt sich eine Trocknungszeit von 19 Stunden. Die nach KOLLMANN berechnete Trocknungskurve verläuft somit deutlich steiler als

Abb. 7.1 Konstant-Trocknung von *Fichte* mit d = 25 mm nach DIETL (1995)
Mittlere Holzfeuchte, Feuchtedifferenz zwischen Brettoberfläche und Brettmitte und Schichtfeuchten berechnet mit einem eindimensionalen Diffusionsmodell und Diffusionskoeffizienten nach KOPONEN, SIAU, VOGEL und DIETL (vgl. Kap. 5.7)



im Experiment und weist gleichzeitig eine geringe Krümmung auf, da sich eine Halbwertszeit von 7 Stunden ergibt. Die relative Abweichung der Berechnung zum Experiment von DIETL beträgt für die Gesamttrockendauer – 42 % und der Halbwertszeit + 40 %. Der Ansatz von VORREITER (1958, Gl. 3.11.2) und SIMPSON, TSCHERNITZ (1980, Gl. 3.12) berücksichtigt bei der Berechnung der Trocknungszeit zusätzlich die Holz-Ausgleichsfeuchte, wobei in Gl. 3.11.2 von VORREITER auch die Luftgeschwindigkeit in das Ergebnis mit einfließt. Beide Ansätze führen zu vergleichbaren Ergebnissen. Die Gesamttrockenzeit/Halbwertszeit wird mit 59 h/16 h bestimmt und dauert damit ca. 75 % länger als im Experiment. Die Halbwertszeit wird nach 16 Stunden erreicht, so dass sich ein Verhältnis von Gesamtzeit/Halbwertszeit von ca. 3.6 ergibt, das im Versuch mit 6.6 fast doppelt so hoch ausfiel.

Die Berechnung mit dem eindimensionalen Diffusionsmodell und Diffusionskoeffizienten von KOPONEN (1987), SIAU (1971), VOGEL (1989) und DIETL (1995) ergibt Trocknungszeiten, die um 3 % bis 252 % über den Ergebnissen des Versuches liegen (s. Abb. 7.1). Interessanterweise ergibt der Diffusionskoeffizient von VOGEL die beste Übereinstimmung mit dem Versuch von DIETL. Die Trocknungszeit wird auf 1 Stunde genau vorhergesagt und die Halbwertszeit 2 Stunden später als im Experiment erreicht. Deutlich schlechter fällt das Ergebnis für den Diffusionskoeffizienten von SIAU aus, bei dem im Vergleich zu VOGEL der Diffusionskoeffizient mit der Holzfeuchte stärker abnimmt. Die berechnete Trocknungszeit liegt mit 51 Stunden 55 % über dem Versuchsergebnis. Warum der von DIETL mit einem speziellen Anpassungsverfahren aus der Trocknungskurve abgeleitete Diffusionskoeffizient zu einem Unterschied zwischen gerechneter und von ihm selbst gemessener Trocknungszeit von ca 100 % führt, bleibt unklar. Nach eigenen Angaben (DIETL 1995, S. 159, Abb. 9.12) weisen seine Berechnungen eine sehr gute Übereinstimmung mit dem Versuch auf. Abweichend zum hier angewandten Verfahren berücksichtigt DIETL die Abnahme der Brettdicke während der Trocknung. Leider fehlen hierzu genauere Angaben. Die in Tabelle 7.1 angegebenen Werte wurden mit einer konstanten Brettdicke berechnet. Es erfolgte keine Anpassung der Ortsschrittweite Δx infolge der Schwindung in Brettdicke während der Trocknung. Unterstellt man für *Fichte* eine differentielle radiale Schwindung von 0.34 %/% (vgl. Abb. 5.26), so führt die Trocknung von Tangentialbrettern auf 10 % Holzfeuchte zu einer Abnahme der Brettdicke (radiale Richtung) um 6.8 %, wenn eine unbehinderte Schwindung angenommen wird. Die Brettdicke würde sich im ungünstigsten Fall am Ende der Trocknung um 1.7 mm verringern. Setzt man für die Brettdicke 23 mm statt 25 mm ein, so errechnet sich mit dem Diffusionskoeffizienten von DIETL eine Gesamtzeit/Halbwertszeit von 56/15 h. Eine geringere Brettdicke von 92 % führt damit zu einer Verkürzung der Trockenzeit auf ca. 84 %, die damit aber immer noch um 69 % über den Versuchswerten liegt. Obwohl der allgemeine Diffusionsansatz von KOPONEN experimentell aus Versuchen an *Fichte* und *Birke* hergeleitet wurde, ist der Diffusionskoeffizient im Vergleich zu SIAU und VOGEL deutlich geringer (vgl. Kap. 5.7), so dass die Simulation der Holztrocknung erwartungsgemäß die mit Abstand längsten Trocknungszeiten ergeben. Mit dem Diffusionsansatz von KOPONEN dauert die Konstanttrocknung von DIETL 116 Stunden. Die Abweichungen zwischen den in Tab. 7.1 aufgeführten Berechnungen und dem Versuchsergebnis von DIETL sind in diesem Fall am größten.

Vergleicht man die Ergebnisse der Simulation mit den unterschiedlichen Diffusionskoeffizienten im Detail, so zeigt sich, dass nicht nur die Trocknungszeit sondern auch die jeweiligen Feuchteprofile für die jeweiligen Ansätze starke Unterschiede aufweisen. Neben den Kurven zur mittleren Holzfeuchte in Abhängigkeit der Zeit sind in Abb. 7.1 auch die Feuchtedifferenzen zwischen Brettoberfläche und Brettmitte sowie die Schichtfeuchten für die Berechnungen nach KOPONEN, SIAU, VOGEL und DIETL dargestellt. Die höchste maximale Feuchtedifferenz von 24 % im Brettquerschnitt ergibt sich mit dem Diffusionskoeffizienten von DIETL. Die Brettoberfläche

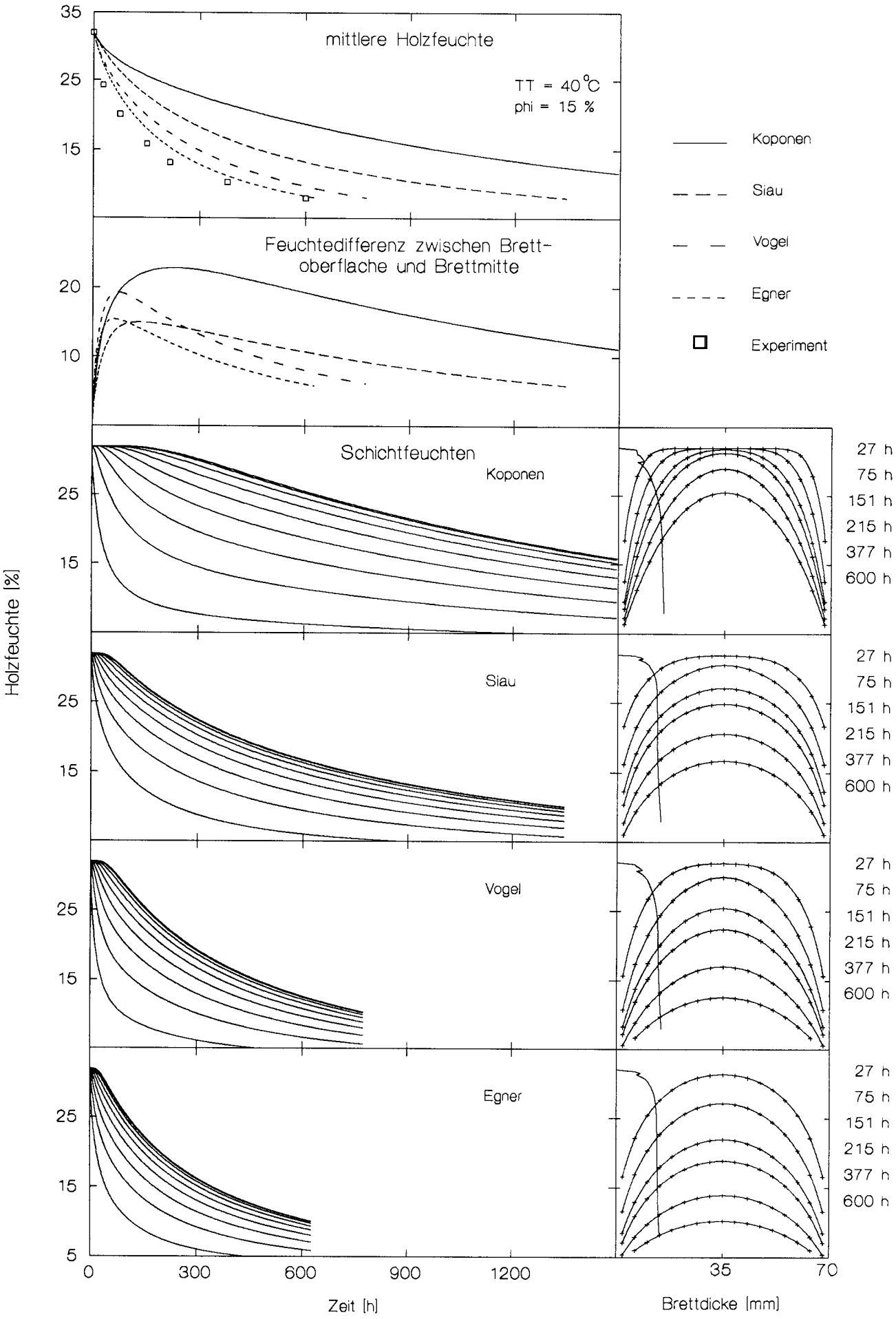
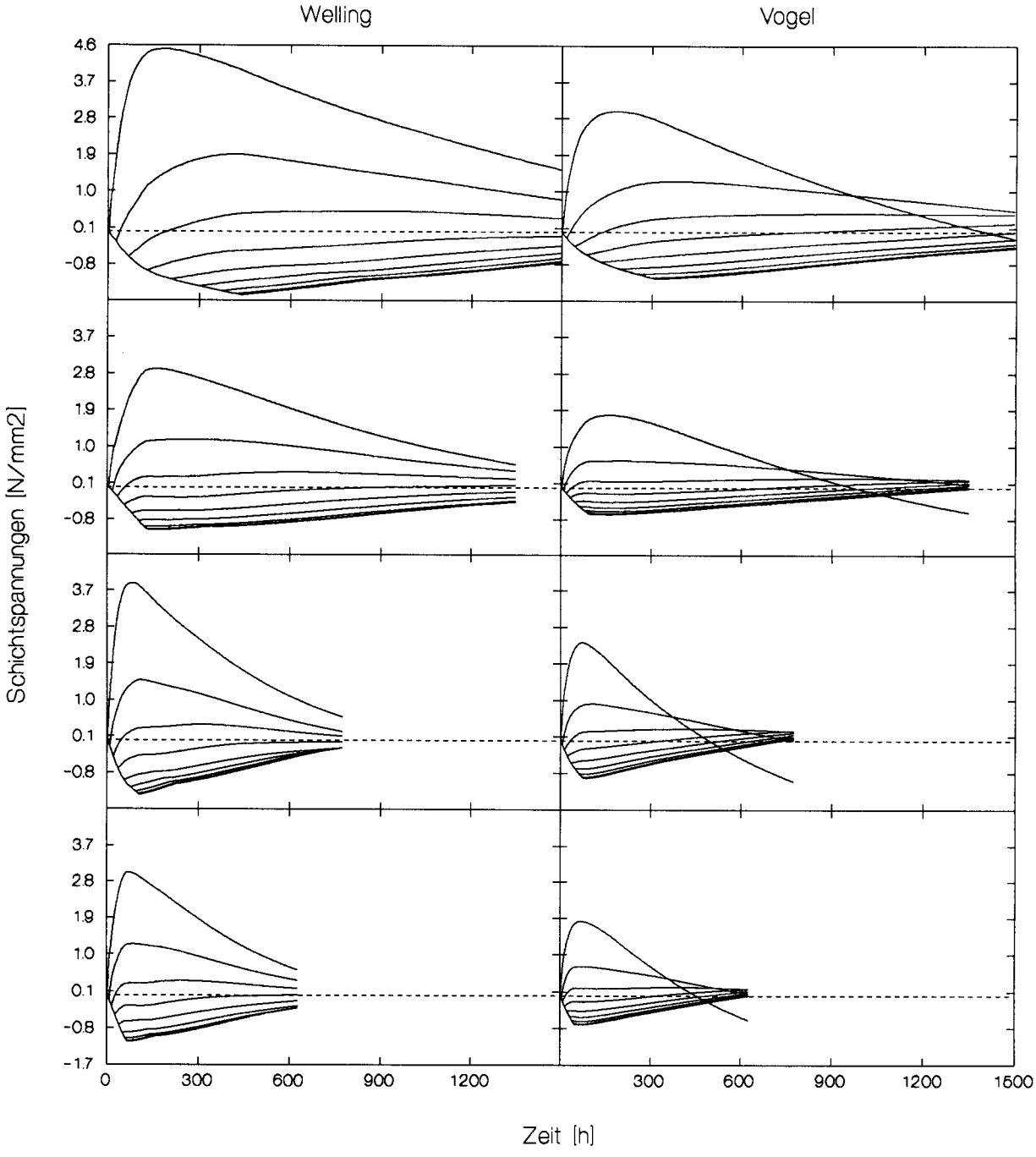

mittlere Holzfeuchte
TT = 40 °C
phi = 15 %
Koponen
Siau
Vogel
Egner
Experiment
Feuchtedifferenz zwischen Brett-
oberflache und Brettmitte
Schichtfeuchten
Koponen
Siau
Vogel
Egner
27 h
75 h
151 h
215 h
377 h
600 h
Holzfeuchte [%]
Zeit [h]
Brettdicke [mm]

Abb. 7.2 Konstant-Trocknung von *Fichte* mit d = 70 mm nach EGNER (1934)
Ergebnisse der Simulationsberechnung mit einem eindimensionalen Diffusionsmodell und Diffusionskoeffizienten nach KOPONEN, SIAU, VOGEL und EGNER (vgl. Kap. 5.7)

a) Mittlere Holzfeuchte, Feuchtedifferenz zwischen Brettoberfläche und Brettmitte und Schichtfeuchten (S. 166)

b) Schichtspannungen nach WELLING (1987) und VOGEL (1989)



trocknet hiernach sehr schnell ab und die Feuchte in der Brettmitte verharrt zu Anfang nahezu 20 Stunden auf Höhe der Ausgangsfeuchte. Der Ansatz von KOPONEN führt zu einer etwas geringeren maximalen Feuchtedifferenz von ca. 21 % im Brettquerschnitt, wobei das Maximum nach 10 Stunden erreicht wird. Die Unterschiede zwischen SIAU und VOGEL im Hinblick auf Δu_{max} sind erwartungsgemäß gering, da sich die Diffusionskoeffizienten bei niedrigen Temperaturen für hohe Holzfeuchten nur wenig unterscheiden (vgl. Abb. 5.25). Mit SIAU bzw. VOGEL wird die max. Feuchtedifferenz nach 4 bzw. 3 Stunden erreicht und weist einen Wert von 16.5 % bzw. 19 % auf. Betrachtet man die maximale/mittlere Trocknungsgeschwindigkeit in [%/h] von KOPONEN (1.56 / 0.2), SIAU (2.57 / 0.44), VOGEL (3.16 / 0.66) und DIETL (2.24 / 0.34), so wird deutlich, dass die Gefahr von Trocknungsschäden infolge hoher Feuchtegefälle und daraus resultierenden hohen Trocknungsspannungen nicht aus den mittleren Entfeuchtungskurven abgeleitet werden kann. Die hierzu notwendigen Angaben zum Feuchteprofil sind vielmehr durch direkte Messung bzw. durch eine Simulation zu bestimmen.

Vergleicht man die Feuchteprofile der verschiedenen Ansätze miteinander, so zeigen die Berechnungen mit den Diffusionskoeffizienten von KOPONEN, SIAU und VOGEL typische Feuchteprofile mit einem parabelförmigen Verlauf (Abb. 7.1). Bei DIETL sind demgegenüber die Feuchteprofile im Brettquerschnitt am Brettrand flacher als im Brettinneren. Dieser „hutförmige" Verlauf wird dadurch verursacht, dass die Brettrandzone sehr schnell der Ausgleichsfeuchte in der Trockenkammer entgegenstrebt und die Brettinnenzone erst zeitverzögert austrocknet. Diese Profilfeuchten spiegeln die von DIETL angewandte Definition des Feuchtetransportkoeffizienten wieder, in der mit sinkender Holzfeuchte der Diffusionskoeffizient steigt. Der Feuchtetransport im Brettrand ist infolge der hohen Feuchtegradienten und der geringeren Holzfeuchte höher als im Brettinneren. Diese Form der Feuchteverteilung wurde bisher experimentell nur bei Vakuumtrocknungen gefunden. Dabei wird angenommen, dass sich das von außen angelegte Vakuum auch im Porensystem des Holzes von der Brettoberfläche nach innen ausbreitet und der Feuchtetransport nicht nur durch Diffusion infolge eines Feuchtegefälles sondern auch durch eine Dampfströmung in den größeren Poren infolge eines Absolutdruckgefälles erfolgt.

Die grundsätzlichen Unterschiede in den Feuchteprofilen von KOPONEN, SIAU, VOGEL einerseits und DIETL andererseits zeigen sich auch bei der Berechnung der Bretttiefe, in der die durchschnittliche Holzfeuchte vorliegt. Die Position der Durchschnittsfeuchte im Brettquerschnitt wird aus den berechneten Feuchteprofilen bestimmt. Hierzu wurden mit dem NEWTON-Interpolationsschema die Koeffizienten für ein Polynom 3-ten Grades bestimmt, das den Holzfeuchteverlauf zwischen 4 Schichtfeuchten beschreibt und die mittlere Holzfeuchte einschließt. Anschließend wurde mit dieser Funktion für die vorgegebene Durchschnittsfeuchte die gesuchte Bretttiefe interpoliert. Auf eine Darstellung dieser Berechnung wird hier verzichtet. Eine ausführliche Beschreibung findet sich bei STÖCKER (1995, S. 182) und ERNST (1984, S. 22). Die Ergebnisse dieser Berechnungen sind in den Abbildungen zur Profilfeuchte als durchgezogene Linie eingezeichnet, die links oben beginnt und nach einiger Zeit nahezu senkrecht verläuft. Für die Diffusionskoeffizienten KOPONEN, SIAU und VOGEL kann ab einer Durchschnittsfeuchte von ca. 25 % die mittlere Holzfeuchte in einem Abstand ca. 5 mm von der Brettoberfläche gemessen werden. Damit wäre unabhängig vom Berechnungsansatz für diese Trocknungsbedingungen die mittlere Holzfeuchte in 1/5 Brettdicke und nicht, wie z.B. bei BRUNNER-HILDEBRAND (1987, S. 207) erwähnt, in 1/3 Bretttiefe zu messen. Bei den Feuchteprofilen von DIETL verläuft die Kurve gekrümmt. Mit abnehmender Holzfeuchte bis u = 15 % verschiebt sich die Bretttiefe der mittleren Holzfeuchte kontinuierlich ins Brettinnere bis in ca. 7 mm. Unterhalb dieser Durchschnittsfeuchte ähneln die Profile mehr und mehr Parabeln, so dass sich der Ort der mittleren Holzfeuchte im weiteren Verlauf wieder bis auf 5 mm an die Brettoberfläche nähert.

Die **Trocknungen von EGNER** an Fichtenproben ($r_0 = 0.404$ g/cm^3) mit den Abmessungen 40 x 50 x 70 mm und abgedichteten Seitenflächen in einem Trockenschrank ohne Klimaregelung mit leichter Luftumwälzung dauerte 600 Stunden. Die Entfeuchtung von 32 % auf 8 % erfolgte in radialer Richtung über die unbeschichteten Tangentialflächen bei 40 °C, bei der die Proben Bretter mit einer Dicke von 70 mm repräsentieren. Wie schon bei DIETL variieren die mit den einfachen Trockenzeit-Modellen berechneten Trockenzeiten um das tatsächliche Ergebnis. Die KOLLMANN-Formel unterschätzt die Trockenzeit um – 68 %. Die Trockenzeitformel von SIMPSON, TSCHERNITZ ergibt eine Trockenzeit von 709 Stunden und liegt damit 18 % über dem Experiment. Die Anwendung der Formel von VORREITER ergibt für diesen Fall unsinnig lange Trocknungszeiten, die die Wirklichkeit um das 30-fache überschreiten. Wie in Übersicht 3.4 zu sehen wird von VORREITER der Einfluss der Temperatur und der Brettdicke auf die Trocknungszeit wesentlich stärker als von anderen Autoren eingeschätzt (vgl. Kap. 3.1). Die Simulation der Trocknung mit den allgemeinen Diffusionsansätzen führt zu Trocknungszeiten, die 29 % (VOGEL), 125 % (SIAU) bzw 304 % (KOPONEN) über den Ergebnissen des Versuchs liegen. Wendet man für die Berechnung den von EGNER angegebenen Diffusionskoeffizienten an, so ergibt sich eine Trocknungszeit von 626 Stunden, die nur 4 % über den Versuchsergebnissen liegt. Die Übereinstimmung der Halbwertszeit ist mit berechneten 113 Stunden gegenüber gemessenen 86 Stunden nicht ganz so gut.

In Abb. 7.2 sind die Ergebnisse der Feuchtesimulation mit den Diffusionskoeffizienten von KOPONEN, SIAU, VOGEL und EGNER im Einzelnen dargestellt. Der Ansatz von KOPONEN führt wie schon bei den Trocknungsbedingungen von DIETL zu sehr hohen Feuchtedifferenzen ($\Delta u_{max} = 23$ % nach 230 h) im Brett, die aufgrund der geringen Trocknung nur sehr langsam abnehmen. Die Werte für die Berechnung nach VOGEL liegen bei $\Delta u_{max} = 19.5$ % und sind damit um ca. 5 % höher als die von SIAU und EGNER. Die Simulation der Trocknung von 70 mm dicker *Fichte* bei $\vartheta = 40$ °C führt im Gegensatz zu den Berechnungen der Trocknungsbedingungen von DIETL (d = 25 mm, $\vartheta = 50$ °C) mit dem Ansatz von KOPONEN zu einer Zunahme der maximalen Feuchtedifferenz im Brett von ca. 2 % auf 23 %. Mit dem Diffusionskoeffizienten nach VOGEL bleibt der Wert nahezu unverändert bei ca. 19 %. Mit dem Transportkoeffizienten von SIAU führen die Trocknungsbedingungen von EGNER zu einem geringeren Feuchtegradienten im Brettquerschnitt als bei denen von DIETL. Statt 16.5 % beträgt die berechnete maximale Feuchtedifferenz nach 134 Stunden nur 15 %. Ein vergleichbarer Wert wird mit dem Diffusionsansatz von EGNER errechnet, der jedoch schon nach 60 Stunden erreicht wird.

Neben den Angaben zur Feuchteentwicklung sind in Abb. 7.2 zusätzlich die Trocknungsspannungen in Abhängigkeit der Zeit nach den Modellvorstellungen von WELLING und VOGEL wiedergegeben. Die Berechnungen nach WELLING wurden mit den in Tab. 5.6 angegebenen Eigenschaften für *Fichte* durchgeführt. Das Spannungsmodell von VOGEL leitet die benötigten Größen für Schwindung, E-Modul und Kriecheigenschaften entsprechend Übersicht 4.5 aus der Rohdichte des Holzes ab. Die von WELLING berechneten Schichtspannungen liegen ca. um den Faktor 1.6 über den Werten von VOGEL, wobei die Berechnungen tendenziell übereinstimmen. Die hohe Feuchtedifferenz führt am Anfang der Trocknung zu einem steilen Anstieg der Zugspannungen in der oberflächennahen Schicht, die im weiteren Trocknungsverlauf stetig abnimmt. Im Gegensatz zu WELLING führt die Spannungsberechnung von VOGEL zu einer Spannungsumkehr der äußersten Schicht nach Ablauf von ca. 60 % bis 72 % der berechneten Trockenzeit, so dass nach Abschluss der Trocknung nur die Außenzone eine deutliche Druckspannung aufweist und im restlichen Brettquerschnitt geringe Zugspannungen vorliegen. Bei WELLING sind am Ende der Trocknung die Spannungsverhältnisse vergleichbar mit dem Anfang der Trocknung. Die äußeren Schichten stehen unter Zugspannungen und die Brettmitte unter Druck-

spannungen, wobei das Spannungsniveau auf ca. 1/6 im Vergleich zur Maximalspannung gesunken ist. Wie zu erwarten, führt die Berechnung des Feuchteverlaufs mit verschiedenen Diffusionskoeffizienten zu deutlichen Unterschieden im zeitlichen Verlauf der Profilfeuchten. Diese Unterschiede spiegeln sich im zeitlichen Verlauf der Trocknungsspannungen nicht jedoch in den absoluten Werten wider. Obwohl der Diffusionskoeffizient von SIAU deutlich niedriger ist als der von EGNER und daher die berechnete Trockenzeit mit 1349 h nahezu doppelt so lang ausfällt wie mit dem Ansatz von EGNER, werden in beiden Fällen vergleichbare maximale Zugspannungen und nahezu gleiche Restspannungen nach Abschluss der Trocknung ermittelt. Die entscheidende Größe bei den hier verwendeten Spannungsmodellen ist die Feuchtedifferenz im Brettquerschnitt, die in beiden Fällen sowohl beim Maximum als auch am Ende der Trocknung eine vergleichbare Größe aufwies. Der Einfluss der Zeit bei der Entstehung von Trocknungsspannungen wird bei VOGEL nicht und bei WELLING mit einer Kriechfunktion im Spannungsmodell berücksichtigt, die einen teilweisen Abbau der Spannungen über einen Zeitraum von 5 Stunden bewirkt. Nach diesen Spannungsmodellen birgt somit eine langsame Trocknung, bei der jedoch die hohen Feuchtedifferenzen im Querschnitt nur zu einem späteren Zeitpunkt auftreten, eine gleich große Gefahr von Trocknungsschäden.

Die Auswertung der Profilfeuchten zur Ermittlung der Bretttiefe, in der die jeweilige Durchschnittsfeuchte gemessen werden kann, ist ebenfalls in Abb. 7.2 eingezeichnet. Wie schon zuvor verläuft die Linie ab u = 25 % fast senkrecht. Die mittlere Holzfeuchte liegt somit bei allen Berechnungen mit den verschiedenen Diffusionskoeffizienten von KOPONEN, SIAU, VOGEL und EGNER trotz der großen Unterschiede in der Trocknungsgeschwindigkeit in ca. 1/5 Bretttiefe.

Berechnet man den Trocknungsverlauf mit der FOURIER-Reihe nach Gl. 3.5 bzw. Gl. 3.6, wobei ein konstanter, mittlerer Diffusionskoeffizient von 0.5528 E–9 m^2/s angenommen wird, so zeigt sich, dass die hiermit berechnete mittlere Trocknungskurve sowie die Profilfeuchten in etwa gleich gut mit dem Experiment übereinstimmen, wie die Berechnungen mit dem von EGNER vorgeschlagenen Diffusionskoeffizient. Nach EGNER (1934, S. 24) kann eine gute Übereinstimmung zwischen Experiment und Berechnung mit einem einheitlichen Diffusionskoeffizienten nur zufällig sein. Daher hätten auch die Untersuchungen von TUTTLE (1925) und SHERWOOD (1929) nur wenig praktische Bedeutung, da sie nicht den Einfluss der Holzfeuchte auf den Transportkoeffizienten berücksichtigen. Abb. 7.3 stellt die mit dem eindimensionalen Diffusionsmodell und unterschiedlichen Diffusionskoeffizienten berechneten Profilfeuchten den Ergebnissen gegenüber, die sich mit der FOURIER-Reihe ergeben. Gleichzeitig sind die von

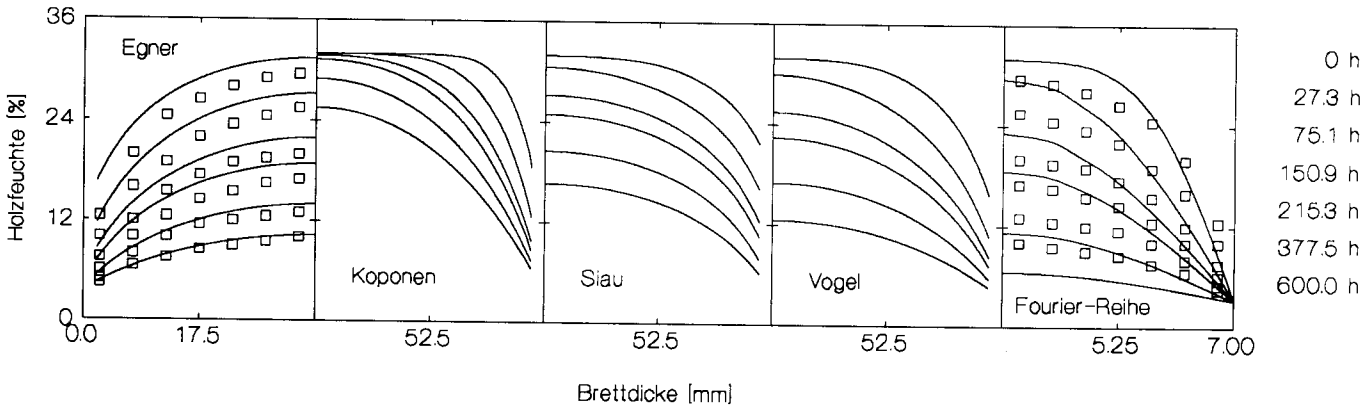


Abb. 7.3 Konstant-Trocknung nach EGNER (1934)
Gemessene (□) und berechnete Profilfeuchten (Erläuterungen im Text)

EGNER ermittelten Versuchswerte eingetragen. Hierbei zeigt sich, dass die Wahl des Diffusionskoeffizienten auf den berechneten Trocknungsverlauf einen wesentlich größeren Einfluss hat, als der in den Diffusionsmodellen unterstellte Einfluss der Holzfeuchte. Aufgrund der großen Unterschiede in den allgemeinen Ansätzen erscheint es durchaus sinnvoll, den Trocknungsvorgang mittels einfacher FOURIER-Reihen zu berechnen. Auch hier ist natürlich für den Diffusionskoeffizienten ein brauchbarer Wert zu wählen, der sich jedoch einfach aus den Angaben von Anfangsfeuchte, Endfeuchte, Trockenzeit und Brettdicke mit Gl. 3.7 abschätzen lässt. Die so berechneten Feuchteprofile beschreiben in jedem Fall die von EGNER durchgeführte Trocknung an 70 mm dicken Fichtenproben bei 40 °C besser als die Ansätze von KOPONEN, SIAU und VOGEL.

Die von **SCHAUSS** durchgeführte **Trocknung an *Buche*** ($r_0 = 0.600$ g/cm^3) von 115 % auf 13 % Holzfeuchte erfolgte bei 30 °C. Hierbei waren die Holzzylinder mit einem Durchmesser von 48 mm und 41 mm Länge auf der Mantelfläche und einer Kreisfläche abgedichtet, so dass die Feuchte nur einseitig in radialer Richtung entweichen konnte. Die Ergebnisse sollen somit Versuchen an 80 mm dicken Bohlen entsprechen. Die Trocknung dauerte 1400 Stunden (58.3 Tage bzw. 8.3 Wochen). Die einfachen Trockenzeit-Modelle ergeben Trocknungszeiten, die um – 35 % (KOLLMANN) bzw. + 76 % (SIMPSON, TSCHERNITZ) vom Experiment abweichen. Die Formel von VORREITER ergibt, wie schon bei den Versuchen von EGNER mit 70 mm dicker *Fichte* keine plausiblen Ergebnisse. Im Vergleich zu den einfachen Trockenzeit-Modellen ergibt die Simulation mit den allgemeinen Diffusionsansätzen eine noch geringere Übereinstimmung zwischen Berechnung und Versuch. Selbst der Ansatz von VOGEL führt zu einer Trocknungszeit von 3700 Stunden und liegt damit um das 1.6-fache über dem Experiment. Die Anwendung des von SCHAUSS in speziellen Diffusionsversuchen hergeleiteten Diffusionskoeffizienten, der nahezu doppel so hoch ist wie der von VOGEL (vgl. Anhang 7), führt zu einer Trocknungszeit von 1839 Stunden und liegt immer noch 31 % über dem Versuchsergebniss. Weder mit einfachen Trockenzeit-Modellen noch mit einem eindimensionalen Diffusionsmodell und dem speziellen von SCHAUSS angegebenen Diffusionskoeffizienten kann die Trocknung von SCHAUSS an *Buche* annähernd vorhergesagt werden.

Benutzt man die Korrekturfunktion von HART (1981, vgl. Übersicht 5.13) zur Beschreibung des Diffusionskoeffizienten, so kann die Übereinstimmung zwischen Berechnung und Experiment bei günstiger Wahl der Parameter verbessert werden. Als Basisdiffusionskoeffizient wird der Wert $D_{Basis} = 7.6138$ E –11 m^2/s benutzt, der sich aus Gl. 5.97 für u = 6 % und $\vartheta = 30$ °C entsprechend dem von SCHAUSS grafisch dargestellten Zusammenhang zwischen Holzfeuchte und Diffusionskoeffizient ergibt. Zur Beschreibung des Holzfeuchteeinflusses auf den Diffusionskoeffizienten werden entsprechend der Gl. 5.112 drei Wertepaare mit Angaben zur Holzfeuchte und Korrekturwert benötigt. Die Anpassung mit zwei Sinusfunktionen soll den Bereich zwischen u = 6 % und 80 % umfassen und ein Maximum bei 30 % aufweisen. Wählt man für $k_1 = 2.4$, $k_2 = 8.0$ und $k_3 = 2$ so ergibt die Simulation eine Gesamttrockenzeit von 1401 h und eine Halbwertszeit von 250 h, die nahezu exakt mit den Versuchswerten übereinstimmen. Durch diese Korrekturfunktion ergeben sich die Diffusionskoeffizienten für u = 6, 30 und 80 % mit D = 1.827 E –10, 6.091 E–10 und 1.5227 E–10 m^2/s, die um die Faktoren 2.4, 1.13 und 0.65 von den von SCHAUSS angegebenen Werten (0.761 E–10, 5.373 E–10, 1.95 E–10 m^2/s) abweichen. Eine gute Anpassung der mittleren Entfeuchtungskurve ist jedoch auch mit anderen Wertepaaren möglich. Eine Aussage, ob durch die Korrekturfunktion eine gültige Beschreibung des Trocknungsvorgangs möglich ist, setzt, wie schon zuvor gezeigt, einen Vergleich mit den tatsächlichen Feuchteprofilen voraus.

Zusammenfassend ergibt sich, dass die im Experiment ermittelten Trocknungszeiten nur in Einzelfällen mit den berechneten Werten übereinstimmen. Die Vorhersage der Trocknungszeit mit den hier benutzten Berechnungsverfahren gelingt für *Fichte* dabei etwas besser als für *Buche*. Einfache Trocknungszeit-Modelle liefern Schätzwerte, die im Fall von KOLLMANN unter und für SIMPSON, TSCHERNITZ über den Beobachtungen liegen und im Durchschnitt um ± 50 % vom Experiment abweichen. Hierbei sind die Werte von VORREITER nicht berücksichtigt, da die Gleichung 3.11.2 nur für die Trocknungsbedingungen von DIETL brauchbare Ergebnisse liefert. Die Simulation mit einem allgemeinen Ansatz zur Beschreibung des Diffusionskoeffizienten von Wasser in Holz führt in jedem Fall zu längeren Trocknungszeiten, als sie in den hier ausgewählten Experimenten erzielt wurden. Da der Diffusionskoeffizient von VOGEL über den Werten von SIAU und KOPONEN liegt, ergeben sich mit diesem Ansatz auch die besten Übereinstimmungen zwischen Berechnung und Versuch, die jedoch nur bei dem Versuch von DIETL eine nahezu exakte Vorhersage der Trocknungszeit erreicht. Bildet man den Durchschnitt der prozentualen Abweichungen zwischen Experiment und Simulation mit Diffusionskoeffizienten von VOGEL und SIAU – die Werte von KOPONEN bleiben unberücksichtigt – so ergibt sich eine mittlere Abweichung von + 115 %. Damit ist die Simulation unter Anwendung eines allgemeinen Diffusionsansatzes nach VOGEL bzw. SIAU für eine Vorhersage für die Trocknungszeit weniger genau als die Benutzung einfacher Trockenzeit-Modelle. Die Situation verbessert sich für den Fall, wenn für die Beschreibung des Trocknungsverhaltens spezielle, für den Trocknungsversuch vorliegende Diffusionskoeffizienten verwendet werden können. Damit steigt die Vorhersagegenauigkeit auf durchschnittlich 46 %, wenn die Berechnung mit dem Diffusionskoeffizienten von DIETL in gleicher Weise wie die Ergebnisse von EGNER und SCHAUSS berücksichtigt werden.

Diese Ergebnisse zeigen, dass die Anwendung einer Simulation mit einem mathematischen Modell schon für die Berechnung der Trocknungszeit nur dann gelingt, wenn der Diffusionskoeffizient richtig beschrieben wird. Die bisher in der Literatur aufgeführten Werte weisen große Unterschiede auf, ohne dass hierfür ein Grund erkennbar wäre. Vor einer Anwendung von Simulationsmodellen , die ein Diffusionsmodell benutzen, ist daher zu prüfen, wie groß die Unterschiede im Trocknungsverhalten einer Holzart sind und ob eine einheitliche Beschreibung mit einem Diffusionskoeffizienten möglich ist. Die bisherigen Versuche lassen deutlich den Einfluss der Holzfeuchte und Temperatur auf die Feuchtebewegung im Holz erkennen. Auch die Rohdichte beeinflusst den Diffusionskoeffizienten. Diese Einflussgrößen reichen jedoch nicht aus, um die beobachteten Unterschiede, weder innerhalb einer Holzart noch zwischen verschiedenen Hölzern, zu erklären. In einem ersten Schritt ist daher zu klären, ob und wie eine Diffusionskoeffizient für einzelne Holzart bestimmt werden kann. In einem weiteren Schritt ist dann nach Gemeinsamkeiten zwischen verschiedenen Holzarten zu suchen. Erst dann kann die Frage beantwortet werden, ob ein Diffusionsmodell generell in der Lage ist, den Vorgang bei der Holztrocknung zu beschreiben. Es ist jedoch klar, dass sich die Anwendung eines beliebigen mathematischen Modells ohne gültige Eingangsgrößen verbietet. Für die weiteren Betrachtungen wird unterstellt, dass der Feuchtetransport während der Trocknung als Diffusionsprozess angesehen werden kann und mit dem Diffusionskoeffizienten von VOGEL ein allgemeingültiger Ansatz vorliegt. Zumindestens für *Fichte* sind die Ergebnisse erfolgversprechend. Hierzu mag beigetragen haben, dass die Korrekturfunktion von VOGEL durch Anpassung an die von WELLING (1987, Anhang II, S. 214-215) angegebenen Holzfeuchteprofile für die *Fichte*-Konstanttrocknung mit $\vartheta = 50$ °C und $u_{gl} = 12.5$ % abgeleitet wurde. Auch EGNER verwendete die im Trocknungsversuch ermittelten Feuchteprofile zur Bestimmung des Diffusionskoeffizienten, die aber, wie in Kap. 5.7 gezeigt, deutlich über den Werten von VOGEL liegen. Sehr wahrscheinlich beeinflusst die Probenabmessung das Entfeuchtungsverhalten. So vermutet EGNER (1934, S. 36): „Der Grund, dass trotz dieser in der Trocknungstechnik sonst nicht anwendbaren, scharfen

Trocknungsbedingungen keine Verschalung oder Risse auftraten, dürfte darin zu suchen sein, dass sich die entstehenden Spannungen bei den verhältnismäßig kleinen Querschnitten der Probenkörper (4 x 5 cm^2) leicht ausgleichen konnten." Die Unterschiede in den Diffusionskoeffizienten zwischen VOGEL und EGNER wären damit erklärbar. Bessere Modellbeschreibungen wären vielleicht möglich, wenn man bei der Simulation berücksichtigt, dass die aus den Feuchteverteilungen abgeleiteten Trocknungsspannungen auf den Feuchtetransport und damit auf die Feuchteverteilung zurückwirken. Die Berücksichtigung der Schwindung und die in der Simulation abnehmende Ortsschrittweite erhöht den Feuchtegradienten und entspricht damit in seiner Wirkung einem höheren Diffusionskoeffizienten. Vergleichende Untersuchungen mit unterschiedlicher Trocknungsschärfe und verschiedenen Brettdicken und Brettbreiten, in denen die Spannungsverhältnisse und Feuchteprofile im Trocknungsablauf ermittelt werden, wären nötig, um den vermuteten Einfluss der Trocknungsspannungen auf den Diffusionskoeffizienten zu erkennen. Die Herleitung des Diffusionskoeffizienten aus stationären Versuchen mit speziellen Probenabmessungen scheint zur Beschreibung des Trocknungsverhalten von Schnittholz nicht geeignet. Die beste Übereinstimmung zwischen Berechnung und Experiment wird erzielt, wenn der Diffusionskoeffizient aus den Profilfeuchten abgeleitet wird. Die von DIETL angewandte Methode zur Herleitung des Diffusionskoeffizienten aus der mittleren Entfeuchtungskurve ist für Holz in dieser Weise nicht zu empfehlen. Weder die Übereinstimmungen mit der mittleren Entfeuchtungskurve noch die vorhergesagten Feuchteprofile entsprechen den Experimenten. Die vereinfachte Anwendung des von KRISCHER hergeleiteten Ansatzes zur Beschreibung der Feuchtebewegung in porösen, hygroskopischen Stoffen führt zu Feuchteprofilen mit extremen Feuchtedifferenzen, die den Erfahrungen der Praxis widersprechen und keine sinnvolle Berechnung der Trocknungsspannungen erlauben.

7.2 Zeitabhängige Trocknungspläne

Einfluss unterschiedlich scharfer Trocknungsbedingungen und Variation der Anfangsfeuchte auf die Trocknung nach Versuchen von SALAMON (1973)

SALAMON veröffentlichte 1973 einen Vergleich zwischen unterschiedlichen Trocknungsplänen für *Fichte* ($SG_b = 0.341 \approx r_0 = 0.377$ g/cm³, 5.08 x 20.32 x 91.44 cm), die in einem Versuchstrockner durchgeführt worden waren. Insgesamt wurden 9 unterschiedliche Versuchsbedingungen gewählt, die sich in der Trockentemperatur, Feuchttemperatur und der Luftgeschwindigkeit unterschieden. Zusätzlich wurde eine Charge 1 Jahr lang freiluftgetrocknet. Da mit der Simulation in der vorgestellten Form keine Trocknungsbedingungen über 100 °C berechnet werden können, erfolgt ein Vergleich zwischen Experiment und mathematischem Modell nur anhand der drei als *konventionell* bezeichneten Trocknungen mit einer maximalen Temperatur von 93 °C. Die zeitabhängigen Trocknungspläne sind in Tab. 7.2 wiedergegeben. Die Trocken- und Feuchttemperaturen sind in °C, die Luftgeschwindigkeit in m/s umgerechnet. Zusätzlich wurden für jede Trocknungsstufe Angaben zu der rel. Luftfeuchte und der Holz-Ausgleichsfeuchte ergänzt. Vor der eigentlichen Trocknung wurde das Holz innerhalb 1 Stunde aufgeheizt. Ziel der Arbeit von SALAMON war es, die verschiedenen Trocknungsbedingungen hinsichtlich der Trocknungsrate, Trocknungsgeschwindigkeit, Trocknungsschäden, Trocknungsqualität und einer möglichen Abnahme der Festigkeitseigenschaften zu untersuchen.

Die Trockentemperaturen TT zwischen den Trocknungsplänen ① bis ③ sind nahezu identisch. Im Trocknungsplan ② wird die Feuchttemperatur TF gesenkt, so dass sich eine um 1 % u_{gl} geringere Holz-Ausgleichsfeuchte ergibt. Die am Ende der Trocknung durchgeführte Klimatisierung, die in der vorletzten Stufe mit einem u_{gl}-Wert von ca. 8 % beginnt und in der letzten Stufe auf ca. 11 % erhöht wird, ist in den Plänen ① und ② vorhanden. Demgegenüber weist Trocknungsplan ③ nur eine Klimatisierungstufe bei $\vartheta = 82$ °C mit $u_{gl} = 11.3$ % auf. Die Bedingungen im Trocknungsplan ③ entsprechen denen aus Trocknungsplan ①. Allerdings wurde im Plan ③ die Luftgeschwindigkeit in den ersten drei Trocknungsstufen auf w = 4.57 m/s erhöht. Sie lag damit ca. 3 mal so hoch wie am Ende der Trocknung ③ und in den Trocknungsplänen ① und ②, wo die Luftgeschwindigkeit 1.3 m/s betrug.

Neben den Trocknungsbedingungen sind in Tabelle 7.2 die von SALAMON ermittelten Anfangs- und Endfeuchten sowie deren Spannweite wiedergegeben. Da SALAMON mit den verschiedenen Trocknungsplänen z.T. mehrere Versuche durchführte (Plan ①: 3 Versuche, Plan ②: 1 Versuch, Plan ③ : 2 Versuche) wurden die Angaben zu Minimum, Mittelwert und Maximum aus den Einzelversuchen gemittelt. Aufgrund der Versuchsplanung ergeben sich im Mittel vergleichbare Anfangsfeuchten bei den unterschiedlichen Trocknungen. Nur bei den Versuchen mit Trocknungsplan ① liegt die maximale Anfangsfeuchte mit $u_A = 101.6$ % ca. 20 % über den Maximalwerten der Versuche mit Plan ② und ③. Bildet man die Differenzen zwischen Anfangs- und Endfeuchte und bezieht diesen Wert auf die Gesamttrockenzeit, so ergeben sich die angegebenen durchschnittlichen Trocknungsgeschwindigkeiten du/dt. Die mit Trocknungsplan ② gegenüber Plan ① erzielte Verkürzung der Trocknungszeit um 10 Stunden ist demnach durch die im Durchschnitt um 3 % geringere Anfangsfeuchte bedingt, da die durchschnittliche Trocknungsgeschwindigkeit mit ca. du/dt = 0.42 %/h in beiden Fällen gleich groß ist. Bei Trocknungsplan ③ erhöht sich die Trocknungsgeschwindigkeit für Bretter mit einer Anfangsfeuchte von 41.2 % im Mittel auf 0.52 %/h. Proben mit geringer Anfangsfeuchte trocknen erwartungsgemäß langsamer als Bretter mit hoher Anfangsfeuchte, so dass der Feuchteunterschied zu Beginn der Trocknung von ca. 60 % am Ende der Trocknung nur noch 8 % beträgt. Insgesamt liegt die Trockenzeit mit Plan ③ ca. 26 % unter den Wert von Plan ①. Diese Verkürzung wird auch durch die geringere Klimatisierungsphase von 4 Stunden erreicht, so dass

Tab. 7.2 Zeitabhängige Trocknungspläne von SALAMON (1973) bei der konventionellen Trocknung von *Fichte* mit d = 5.08 cm. Anfangsfeuchte, Endfeuchte, Feuchtedifferenz und mittlere Trocknungsgeschwindigkeit im Experiment und nach Berechnung mit einem eindimensionalen Diffusionsmodell und Diffusionskoeffizienten nach VOGEL.

	t [h]	TT [°C]	TF [°C]	φ [%]	ugl [%]	w [m/s]		Experiment Min	Experiment Ø	Experiment Max	Simulation Min	Simulation Ø	Simulation Max
Trocknungsplan ①	1*)	77	75,0	92,0	16,9	1,3	u_A [%]	28,0	43,2	101,6	28,0	43,2	101,6
	12	77	71,5	78,5	11,5	1,3					22,7	33,6	90,5
	12	82	70,9	61,9	7,8	1,3					18,3	25,8	69,4
	24	88	71,3	49,5	5,7	1,3					12,1	15,5	37,3
	14	93	70,8	39,5	4,3	1,3					9,4	11,6	24,9
	9	82	70,9	61,9	7,8	1,3					9,5	11,2	21,5
	3	82	76,4	79,2	11,3	1,3							
	74	Trocknungszeit					u_E [%]	7,9	11,2	15,3	9,9	11,5	21,1
							Δu [%]	20,1	32,0	86,3	18,2	31,7	80,5
							du/dt[%/h]	0,27	0,43	1,15	0,24	0,42	1,07
Trocknungsplan ②	1*)	76	74,0	92,0	16,9	1,3	u_A [%]	28,5	40,2	82,3	28,5	40,2	82,3
	6	76	68,8	72,7	10,2	1,3					24,6	34,2	75,1
	8	82	68,1	54,4	6,7	1,3					20,6	28,0	60,4
	24	87	68,7	45,6	5,3	1,3					13,1	16,5	32,5
	20	93	67,9	34,5	3,8	1,3					9,0	10,7	18,6
	3	79	67,8	61,1	7,8	1,3					9,2	10,8	18,0
	3	79	73,4	78,7	11,4	1,3							
	64	Trocknungszeit					u_E [%]	9,1	12,7	20,2	9,7	11,2	18,0
							Δu [%]	19,4	27,5	62,1	18,8	29,0	64,4
							du/dt[%/h]	0,30	0,42	0,96	0,29	0,45	0,99
Trocknungsplan ③	1*)	77	75,0	92,0	16,9	4,6	u_A [%]	28,5	41,2	87,3	28,5	41,2	87,3
	6	77	71,5	78,5	11,5	4,6					24,3	33,8	74,3
	6	82	70,9	61,9	7,8	4,6					21,1	28,8	61,8
	24	88	71,3	49,5	5,7	4,6					13,1	16,3	31,0
	14	93	70,8	39,5	4,3	1,3					10,1	12,1	21,0
	4	82	76,4	79,2	11,3	1,3							
	54	Trocknungszeit					u_E [%]	9,1	12,4	16,7	10,7	12,6	20,5
							Δu [%]	19,3	28,8	70,6	17,8	28,7	66,8
							du/dt[%/h]	0,35	0,52	1,28	0,33	0,53	1,24

*) Klimabedingungen der Aufheizphase geschätzt

bei Trocknungsplan ③ größere Feuchteunterschiede im Brettquerschnitt als bei Plan ① zu erwarten sind. Nach den Beobachtungen von SALAMON führt der Trocknungsplan ③ im Vergleich zu den anderen beiden Plänen zu einer Zunahme der Rissbildung, die bei 5 bis 7.5 % als schwerwiegend klassifiziert werden. Die Unterschiede zwischen Plan ① und ② sind nicht eindeutig. Auch hier ergaben sich an ca. 2.5 % der Bretter mittlere oder schwerwiegende Qualitätsverluste.

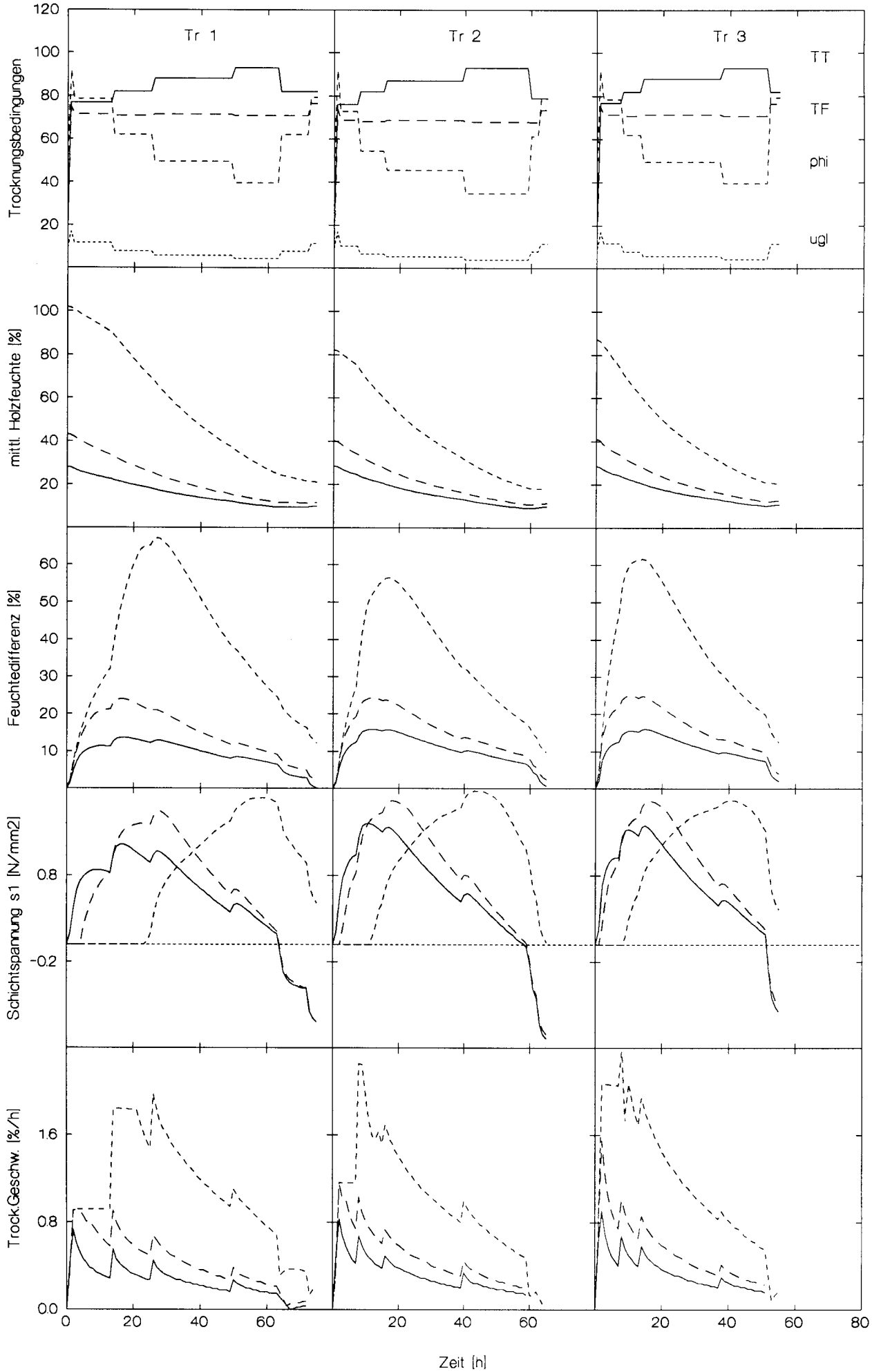

Tr 1
Tr 2
Tr 3
TT
TF
phi
ugl
Trocknungsbedingungen
mittl. Holzfeuchte [%]
Feuchtedifferenz [%]
Schichtspannung s1 [N/mm2]
Trock.Geschw. [%/h]
Zeit [h]

Abb. 7.4 Vergleich konventioneller Trocknungspläne für *Fichte* nach SALAMON (1973) (Erläuterungen im Text)

Tab. 7.3 Ergebnisse der Simulation konventioneller Trocknungspläne nach SALAMON (1973) (Erläuterungen im Text)

Trocknungsplan			①			②			③		
Anfangsfeuchte	u_A	[%]	28,05	43,20	101,60	28,50	40,20	82,30	28,50	41,20	87,30
Endfeuchte	u_E	[%]	9,89	11,52	21,09	9,71	11,22	17,95	10,72	12,55	20,52
Feuchtediff. im Brett am Ende der Trocknung		[%]	1,13	2,35	12,23	2,01	3,02	9,65	2,60	4,13	12,40
Feuchteprofil am Ende der Trocknung [%]	Schicht 1		10,32	10,73	13,76	10,10	10,46	12,43	10,26	10,75	13,27
	2		9,58	10,44	16,14	9,04	9,85	13,82	9,58	10,59	15,40
	3		9,31	10,56	18,48	8,71	9,91	15,54	9,54	11,02	17,67
	4		9,39	11,02	20,63	8,94	10,46	17,34	9,99	11,84	19,89
	5		9,66	11,56	22,48	9,43	11,19	18,97	10,63	12,75	21,85
	6		9,96	12,06	23,96	9,94	11,88	20,31	11,25	13,58	23,46
	7		10,21	12,46	25,06	10,36	12,42	21,29	11,74	14,20	24,65
	8		10,38	12,71	25,75	10,62	12,76	21,88	12,04	14,59	25,41
	9		10,44	12,79	25,99	10,72	12,87	22,08	12,14	14,72	25,67
Spannungsmodell VOGEL (1989) Restspannungen am Ende der Trocknung [N/mm²]	Schicht 1		−0,896	−0,892	0,484	−1,093	−1,042	0,031	−0,772	−0,697	0,412
	2		−0,306	−0,220	0,398	−0,282	−0,194	0,293	−0,143	−0,051	0,413
	3		0,023	0,079	0,221	0,123	0,159	0,250	0,148	0,177	0,259
	4		0,174	0,193	0,059	0,265	0,261	0,117	0,223	0,210	0,082
	5		0,226	0,214	−0,086	0,276	0,249	−0,007	0,198	0,167	−0,078
	6		0,233	0,199	−0,205	0,243	0,206	−0,114	0,145	0,108	−0,210
	7		0,225	0,181	−0,303	0,204	0,163	−0,193	0,098	0,057	−0,307
	8		0,216	0,167	−0,365	0,177	0,133	−0,241	0,067	3,023	−0,369
	9		0,212	0,162	−0,386	0,168	0,133	−0,258	0,056	0,012	−0,389
Zugspannung Schicht 1	Max	[N/mm²]	1,16	1,53	1,69	1,39	1,66	1,77	1,37	1,66	1,66
	Zeit	[h]	16	28	58	11	18	45	15	16	41
Zeitpunkt $\bar{u} < FS$		[h]		18	57		12	42		12	39
verdunstete Wassermenge		[kg/m³]	71	121	304	74	111	243	69	110	252
Masse trock. Luft		[kg/m³]	251	429	1087	314	475	1042	247	392	896
spez. Luftverbrauch		[kg/kg]	3,56	3,55	3,57	4,27	4,27	4,29	3,56	3,57	3,56
aufgenommene Außenluft		[m³/m³]	211	361	913	264	399	875	208	329	753
$Q_{Erw.,Holz}$	Gl. 4.58	[kJ/m³]	67347	85738	142200	67698	84699	126801	67450	83679	129992
$Q_{Erw,Außenluft}$	Gl. 4.60	[kJ/m³]	16277	27708	72189	20680	31220	69699	16251	25453	59252
$Q_{Verd.}$	Gl. 4.61	[kJ/m³]	163357	280177	710402	170212	258190	566408	160299	253726	584605
$Q_{Bind.}$	Gl. 4.62	[kJ/m³]	7204	5354	612	7633	5809	1478	6458	4588	628
Q_{gesamt}	Gl. 4.57	[kJ/m³]	254185	398977	925403	266223	379918	764386	250458	367447	774477
$Q_{spez.}$		[kJ/kg]	3602	3304	3041	3620	3412	3149	3608	3350	3076
$Q_{Erw.,Holz}$		[%]	26,50	21,49	15,37	25,43	22,29	16,59	26,93	22,77	16,78
$Q_{Erw,Aussenluft}$		[%]	6,40	6,94	7,80	7,77	8,22	9,12	6,49	6,93	7,65
$Q_{Verd.}$		[%]	64,27	70,22	76,77	63,94	67,96	74,10	64,00	69,05	75,48
$Q_{Bind.}$		[%]	2,83	1,34	0,07	2,87	1,53	0,19	2,58	1,25	0,08
Q_{gesamt}		[%]	100,00	100,00	100,00	100,00	100,00	100,00	100,00	100,00	100,00

Die Berechnung der Feuchteentwicklung für die drei Trocknungspläne erfolgt mit dem Diffusionskoeffizienten von VOGEL (Gl. 5.118). Da die Trockentemperaturen auf Werte über 80 °C steigen, werden auch die Trocknungsspannungen mit dem Ansatz von VOGEL bestimmt. Das Spannungsmodell von WELLING und die darin benutzten Korrekturfunktionen zur Berücksichtigung des Temperatureinflusses auf die Holzeigenschaften wurden nur bis 80 °C experimentell bestimmt. Eine Extrapolation über diese Grenze ist zwar rechnerisch möglich. Die Auswirkungen unterschiedlicher Temperaturen führen aber u.U. nicht zu abweichenden Trocknungsspannungen, da im Programm die Holzeigenschaften 20 % des Basiswertes nicht unterschreiten dürfen.

In der Simulation wurde das Holz vor der eigentlichen Trocknung eine Stunde bei einer Holz-Ausgleichsfeuchte von u_{gl} = 16.9 % (92 % rel. Luftfeuchte) aufgeheizt. Die Lüfterdrehzahl entsprach dem Wert der ersten Trocknungsstufe. Angaben zu den tatsächlichen Versuchsbedingungen liegen nicht vor. Für die in Kap. 4.3 beschriebene Energieberechnung sind weiterhin Angaben zur Außenluft notwendig. Als Außentemperatur wurde 20 °C und eine rel. Luftfeuchte von 50 % für die Berechnungen gewählt. Da SALAMON keine Angaben über eine bei den hohen Trockentemperaturen notwendige Abkühlphase macht, endet auch die Simulation nach Abschluss der letzten Trocknungsstufe mit Holztemperaturen von ca. 82 °C.

Die berechneten mittleren Holzfeuchten für die einzelnen Trocknungsstufen sind in Tab. 7.2 aufgeführt. Mit Ausnahme von Plan ② (mittlere und maximale Anfangsfeuchte) liegt die simulierte Endfeuchte über dem Experiment. Die beste Übereinstimmung wird für die mittleren Anfangsfeuchten von ca. 40 % erreicht. Hier ist, mit Ausnahme von Plan ②, die Abweichung kleiner 1 % Holzfeuchte. Anders als im Experiment führen die in Plan ② verschärften Trocknungsbedingungen bei der Berechnung zu einer um 1.48 % geringeren Endfeuchte. Der Unterschied in der Endfeuchte zwischen Experiment und Simulation beträgt bei geringen Anfangsfeuchten ($u_E \approx$ 28 %) im Durchschnitt –1.38 % und erreicht bei den maximalen Anfangsfeuchten ($u_E \approx$ 80 - 100 %) Werte zwischen – 4 und – 6 %. Im Vergleich zu den Ergebnissen aus Kap. 7.1 ist damit die Vorhersage der mittleren Entfeuchtung durch das Simulationsmodell als sehr gut zu bezeichnen. Die berechneten Feuchteverluste und mittleren Trocknungsgeschwindigkeiten stimmen ebenfalls gut mit den Experimenten überein, so dass ein Vergleich der unterschiedlichen Trocknungsbedingungen auch im Hinblick auf die Profilfeuchten, Trocknungsspannungen und dem Energieaufwand durchführbar ist. Eine grafische Gegenüberstellung zeigt Abb. 7.4. Einzelne Ergebnisse sind in Tab. 7.3 auszugsweise wiedergegeben.

Trotz der von Plan ① bis Plan ③ abnehmenden Trocknungszeit um jeweils ca. 10 % wird bei allen Plänen eine vergleichbare Trocknungsleistung erzielt. Eine Verschärfung der Trocknungsbedingungen zu Beginn der Trocknung führt zu der erwarteten Verkürzung der Trockenzeit. Trotz vergleichbarer Endfeuchten weisen jedoch die Brettquerschnitte nach Abschluss der Trocknung unterschiedlich hohe Feuchtegradienten auf, die von Plan ① bis ③ zunehmen. Insgesamt führt die Trocknung mit geringerem Trocknungsgefälle und längeren Konditionierungsphasen am Ende der Trocknung zu ausgeglicheneren Feuchteprofilen (Plan ①). Holz mit geringerer Anfangsfeuchte erreicht niedrigere Feuchteunterschiede als Bretter mit hoher Ausgangsfeuchte. Die Trocknungsgeschwindigkeit wächst proportional mit der Anfangsfeuchte, so dass sich die Unterschiede in der Holzfeuchte zwischen den Brettern mit zunehmender Trocknungsdauer verringern. Unterschiede in der mittleren Anfangsfeuchte von bis zu 80 % führen bei allen Trocknungsplänen zu Endfeuchten, die um 10 % variieren. Der Einfluss der Trocknungsbedingungen auf die Trocknungsgeschwindigkeit ist deutlich zu erkennen. Die stufenweise Erhöhung der Trockentemperatur und die gleichzeitige Absenkung der Holz-Ausgleichsfeuchte führen zu einem sprunghaften Anstieg der Trocknungsgeschwindigkeit, die dann im weiteren Verlauf der

Trocknungsstufe exponentiell abnimmt. Die absoluten Unterschiede zwischen den Plänen sind nicht so ausgeprägt wie erwartet. Die in den Plänen ② und ③ vorgezogene Verschärfung der Trocknungsbedingungen beschleunigt den Trocknungsablauf. Nach SALAMON führt auch die höhere Luftgeschwindigkeit am Anfang der Trocknung - in gleicher Weise wie die Temperaturerhöhung - zu einem Anstieg der Trocknungsgeschwindigkeit. Die Simulation zeigt, dass der Einfluss einer erhöhten Luftgeschwindigkeit nur gering ist, da die von Plan ① und ③ in den Stufe 1 und 2 erreichten Trocknungsgeschwindigkeiten vergleichbar sind.

Die Feuchtedifferenz zwischen Brettoberfläche und Brettmitte wächst zu Beginn der Trocknung schnell an und sinkt im weiteren Verlauf der Trocknung stetig ab. Mit zunehmender Anfangsfeuchte wächst die Feuchtedifferenz im Brettquerschnitt und der Maximalwert wird zu einem späteren Zeitpunkt erreicht. Der Einfluss des Stufenplans ist hierbei nur schwach erkennbar. In den Trocknungsspannungen der Schicht 1 spiegeln sich demgegenüber die Änderungen der Trocknungsbedingungen deutlich wider. Die Verschärfung des Trocknungsklimas führt bei jeder Stufe zu einer deutlich sichtbaren Änderung der Trocknungsspannungen in der Außenzone. Entsprechend der höheren Feuchtedifferenz bei Brettern mit ca. 40 % Anfangsfeuchte liegt die maximale Zugspannung in Schicht 1 ca. 30 % über den Werten, die mit einer Anfangsfeuchte von 28 % errechnet werden. Bretter mit sehr hohen Anfangsfeuchten unterliegen nach den Ergebnissen der Simulation nur einem gering höheren Risiko als Bretter mit $u_A = 40$ %. Das Spannungsmaximum liegt nur gering über diesen Werten, wird aber erst zu einem wesentlich späteren Zeitpunkt in der Trocknung erreicht. Bei diesen Brettern ergeben sich die höchsten Zugspannungen am Brettrand, wenn die mittlere Holzfeuchte des Brettes Fasersättigung ($u_{FS} = 30$ %) unterschreitet. Bei den Brettern mit $u_A = 40$ % erreicht die Durchschnittsfeuchte Fasersättigung ca. 1/3 vor der Zeit des Spannungsmaximums. Ein deutlicher Unterschied im Spannungsniveau der Pläne ① bis ③ ist nicht zu erkennen. Die Klimatisierung führt bei allen drei Plänen zu einem Anstieg der Randfeuchte und der damit verbundenen Spannungsumkehr der Bretter, deren Endfeuchte 10 % bzw. 13 % erreicht. Die Folge sind sehr hohe Druckspannungen in Schicht 1 nach Abschluss der Trocknung. Insgesamt zeigt die Spannungsberechnung keine gravierenden Unterschiede zwischen den einzelnen Plänen. Dass Plan ③, wie von SALAMON angegeben, zu einem höheren Anteil an Trocknungsschäden führt, kann aus den Ergebnissen der Spannungsberechnung nicht abgeleitet werden.

Die Unterschiede im Energieaufwand für die unterschiedlichen Trocknungspläne resultieren im Wesentlichen aus den unterschiedlichen Trocknungsbedingungen der einzelnen Trocknungsstufen. Die Erwärmung des Holzes und des darin enthaltenen Wassers verbrauchen bei gleichen Anfangs- und Endfeuchten zwischen den Plänen ca. 15 % bis 27 % des thermischen Gesamtenergieaufwandes. Die geringen Unterschiede zwischen den Plänen resultieren zum einen aus den annähernd gleichen Trocknungstemperaturen und dem ähnlichen Verlauf der mittleren Entfeuchtungskurven. Wie in Kap. 4.3 beschrieben, wird bei den Berechnungen weder der Wärmeverlust der Kammer noch der Aufwand an elektrischer Energie für die Lüftermotoren berücksichtigt. Die Angaben zum Energieverbrauch in Tabelle 7.3 beziehen sich auf 1 m^3 Holz. Der spezifische Luftverbrauch, der angibt, wieviel kg trockene Luft für die Trocknung von 1 kg Wasser verbraucht wird, ist bei Plan ② am höchsten. Es berechnet sich als Quotient der stündlich entfernten Wassermenge und der Differenz der absoluten Wassergehalte von Trocknerluft und Außenluft. Je nach Anfangsfeuchte werden je m^3 getrockneten Holzes 211 m^3 bis 875 m^3 Außenluft aufgenommen. Trotz der geringeren rel. Luftfeuchten, die generell eine höhere Wasseraufnahmekapazität der Luft bedeuten, führen die Trocknungsbedingungen von Plan ② bei der Berechnung zu einem Anstieg der Masse an trockener Luft. Für die Bilanzierung wird angenommen, dass die aus dem Trockner ausströmende Luft die gleichen Bedingungen aufweist, wie sie im Trocknungsplan vorgesehen sind. Da aber bei einer geringeren rel. Luftfeuchte und gleichen Tempera-

turen auch der abs. Wassergehalt sinkt, erfordert die Trocknung einen höheren Luftdurchsatz für den Abtransport der vom Holz abgegebenen Feuchte. Leider fehlen bisher genauere Angaben zum Luftzustand der Abluft, die für eine genauere Berechnung nötig wären. Bei experimentellen Versuchen stellt man beim Durchströmen der Luft durch den Holzstapel i.d.R. eine Abnahme der Trockentemperatur und eine Zunahme der rel. Luftfeuchte fest, so dass sich die Trocknungsgeschwindigkeit am Stapelaustritt verringert. Um den hierbei auftretenden Einfluss auf die gesamte Entfeuchtung zu berücksichtigen, müsste für die Berechnung des Trocknungsverhaltens der Luftzustand als Mittelwert aus den Klimabedingungen vor und hinter dem Stapel gebildet werden. Inwieweit die hier berechneten Energiemengen für die Erwärmung der Außenluft, die 6 % bis 8 % des Gesamtenergiebedarfs ausmachen, zu hoch sind, oder ob sich die Einflüsse von Luftmasse und längerer Trockenzeit bei der Berechnung des Energiebedarfs weitgehend aufheben, muss weiteren Untersuchungen vorbehalten bleiben, wobei der Einfluss von Luftvolumen der Kammer, Verdunstungsoberfläche, Stapelbreite und Stapelleistenhöhe auf die Änderung der Trocknungsluft beim Stapeldurchgang zu klären ist.

Die meiste Energie wird für die Verdampfung des Wassers verwendet. Sie liegt zwischen 64 % und 77 %. Die Unterschiede zwischen den Plänen ist gering, da bei vergleichbaren Trockentemperaturen getrocknet wird. Der Anteil zur Überwindung der Bindungskräfte zwischen Wasser und Holz erreicht maximal Werte von ca. 3 % für Bretter mit geringer Anfangsfeuchte. Vergleicht man die spezifische Wärmemenge, die nötig ist, um 1 kg Wasser aus dem Holz zu entfernen, so benötigen alle Pläne im Durchschnitt ca. 3351 kJ/kg, wobei der Einfluss der Anfangsfeuchte größer ist als die Wahl des Trocknungsplans. Trotz der größeren Wassermenge, die aus den Brettern mit hoher Anfangsfeuchte von ca. 42 % bzw. 80 % entfernt wurde, sinkt die spez. Wärmemenge um 8 % bzw. 15 % gegenüber den Brettern mit einer durchschnittlichen Anfangsfeuchte von $u_A = 28$ %, da bei geringeren Temperaturen in der Anfangsphase wesentlich höhere Entfeuchtungsleistungen erzielt werden. Begünstigt wird die geringere spez. Wärmemenge auch dadurch, dass bei den höheren Endfeuchten der Anteil zur Überwindung der Bindungsenergie bis zum Abbruch der Trocknung bei vergleichsweise hohen mittleren Holzfeuchten nur unwesentlich in die Berechnung eingeht.

Bei einer realen Trocknung liegt der tatsächliche Gesamtbedarf an thermischer Energie noch um einiges höher. Wie in Tab. 4.1 aufgeführt, sind zusätzlich 1 % bis 4 % Energie zur Erwärmung des Trockners und der Einbauten aufzubringen. Können die Trocknungsbedingungen nur durch zusätzliches Einsprühen von Wasser erreicht werden, ergibt sich u.U. ein weiterer Energiebedarf von ca. 6 % bis 19 %. Zusammen mit einer ungünstigen Kammerisolierung, die grob geschätzt zu Energieverlusten zwischen 10 % und 25 % führen kann, wächst der zusätzliche thermische Energiebedarf um 20 % bis 50 %. Damit würde der spezifische Energiebedarf für 1 kg Holzfeuchte auf Werte zwischen 4000 kJ/kg bzw. 5000 kJ/kg ansteigen. Weitere 1000 kJ/kg sind für die Bereitstellung elektrischer Energie für Lüfter und Hilfsaggregate zu veranschlagen (vgl. RESSEL, 1986).

7.3 Holzfeuchteabhängige Trocknungspläne

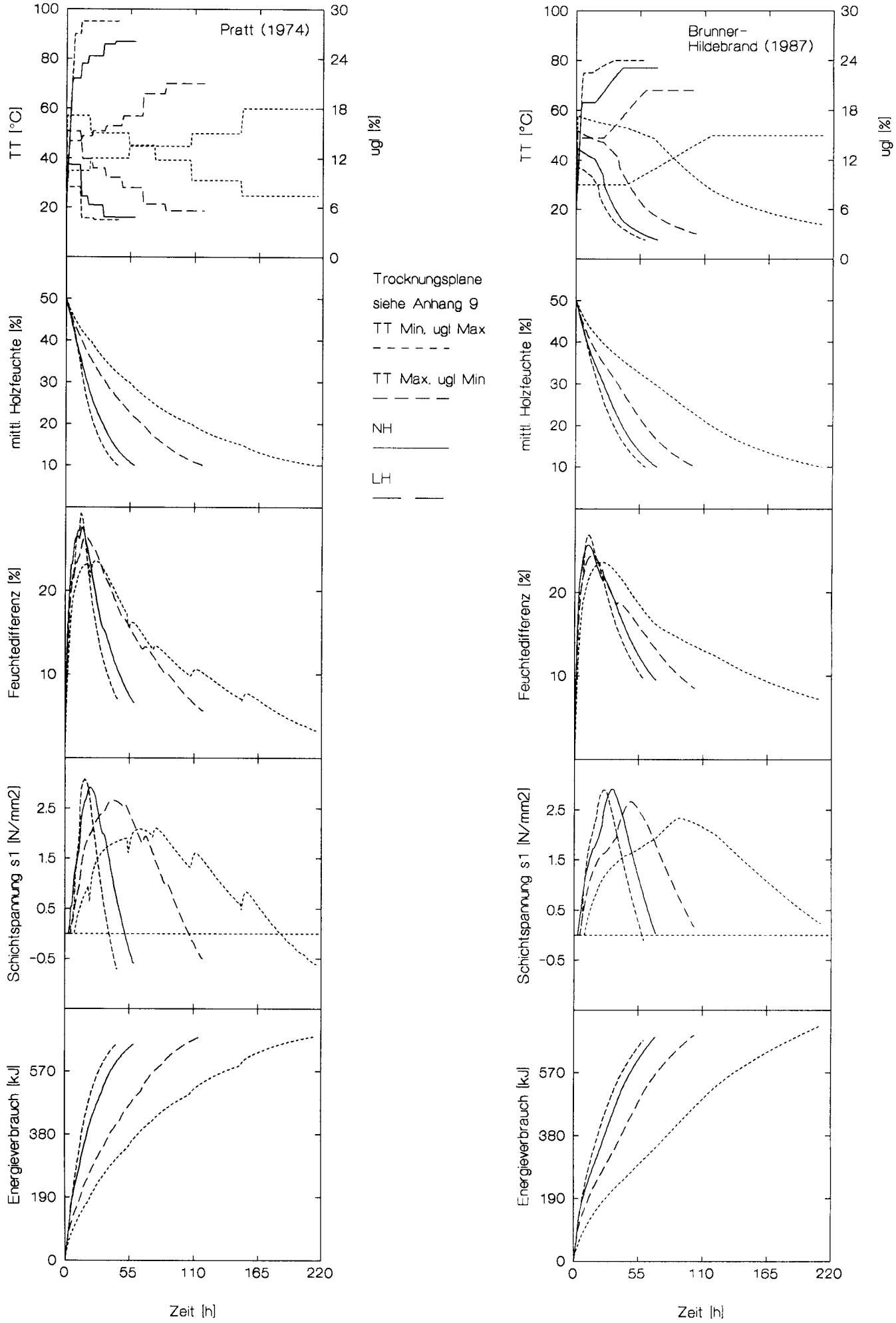
Unterschiede zwischen Standardtrocknungsplänen von PRATT (1974) und BRUNNER-HILDEBRAND (1987)

Die Steuerung der Holztrocknung erfolgt heute in den meisten Fällen holzfeuchteabhängig. Hierbei werden in Abhängigkeit der mittleren Holzfeuchte die Trocknungsbedingungen verändert, um eine schnelle Trocknung ohne Qualitätseinbußen zu erzielen. Die Spanne der heute in der Praxis eingesetzten Standardpläne wurde in Kap. 6.3 dargestellt. Hierfür wurden die Angaben von PRATT (1974) und BRUNNER-HILDEBRAND (1987) für zahlreiche Nadel- und Laubhölzer ausgewertet. Daraus abgeleitete Durchschnittspläne für Nadel- und Laubholz sowie Maximal- und Minimalwerte für TT und u_{gl} aller Trocknungsbedingungen sind in Anhang 9 wiedergegeben. Im Gegensatz zu den Plänen von PRATT, in denen innerhalb eines Holzfeuchteintervalls die Trocknungsbedingungen konstant bleiben, wird bei den Trocknungsplänen von BRUNNER-HILDEBRAND als Steuerungsgröße das Trocknungsgefälle verwendet. Hierbei ergeben sich Änderungen des Trocknungsklimas nicht nur zwischen den einzelnen Trocknungsstufen sondern kontinuierlich mit der Abnahme der Holzfeuchte während der gesamten Trocknung. Der Verlauf der Trockentemperatur sowie der Holz-Ausgleichsfeuchte für durchschnittliche Trocknungsbedingungen von Nadel- und Laubholz sowie deren Extremwerte sind in Abb. 7.5 für PRATT und BRUNNER-HILDEBRAND dargestellt. Beim direkten Vergleich ist zu berücksichtigen, dass die Pläne von PRATT für Brettdicken zwischen 25 bis 38 mm gelten. Die Trocknungsbedingungen von BRUNNER-HILDEBRAND stellen demgegenüber Trocknungspläne für Brettstärken zwischen 30 und 60 mm dar und weisen daher niedrigere Trockentemperaturen auf. Bei der Simulation wurde einheitlich eine zwölfstündige Aufheizphase in allen Trocknungsplänen vorgesehen, in der die maximale Temperaturänderung auf 10 °C/h begrenzt wurde. Die Klimabedingungen entsprachen den Werten der ersten Trocknungsstufe.

Bei der Berechnung der verschiedenen Trocknungspläne wurden folgende Ausgangsgrößen gewählt: Brettdicke $d = 30$ mm, Rohdichte $r_0 = 0.5$ g/cm^3, differentielle Schwindung $d\beta/du = 0.31\%/\%$, Schwindungsbeginn 28 %, Anfangsfeuchte $u_A = 50$ %, Endfeuchte $u_E = 10$ %, Luftgeschwindigkeit $w = 2$ m/s. Für die Berechnung der Trocknungsspannungen nach WELLING wurden die Eigenschaften für *Fichte$_{tan.}$* aus Tab. 5.6 verwendet. Die Trocknungsbedingungen der Pläne von PRATT entsprechen den Angaben in Anhang 9. Die BRUNNER-HILDEBRAND Pläne wurden für die Simulation nicht, wie in Anhang 9 gezeigt, in Stufenpläne umgewandelt. Aus den vier Angaben zu TT_1, TG_1, TT_2, TG_2 und der mittleren Holzfeuchte werden die aktuellen Trocknungsbedinungen abgeleitet. Bis $u = 35$ % bleibt die Trocknungstemperatur unverändert bei TT_1. Das Trocknungsgefälle TG_1 erhöht sich zwischen 65 % und 35 % entsprechend Gl. 6.19. Im Übergangsbereich zwischen 35 % und 20 % Holzfeuchte wird die Trockentemperatur und das Trocknungsgefälle linear bis auf den Wert TT_2 bzw. TG_2 angehoben und anschließend konstant gehalten. Ist ein konstantes Trocknungsgefälle für Holzfeuchten unter 20 % einzuhalten, so muss mit sinkender Durchschnittsfeuchte die Holz-Ausgleichsfeuchte kontinuierlich verringert werden.

Die Ergebnisse der Simulation sind in Abb. 7.5 dargestellt. Neben der mittleren Trocknungskurve und der Feuchtedifferenz zwischen Brettoberfläche und Brettmitte sind die Kurven der Trocknungsspannungen in Schicht 1 nach VOGEL und der kumulierte Energieverbrauch je m^3 Holz für die einzelnen Trocknungen wiedergegeben.

Abb. 7.5 Vergleich von Trocknungsplänen nach Angaben von PRATT (1974) und BRUNNER-HILDEBRAND (1987) (Erläuterungen im Text)


Pratt (1974)
Brunner-
Hildebrand (1987)
TT [°C]
ugl [%]
mittl. Holzfeuchte [%]
Feuchtedifferenz [%]
Schichtspannung s1 [N/mm2]
Energieverbrauch [kJ]
Zeit [h]
Trocknungsplane
siehe Anhang 9
TT Min, ugl Max
TT Max, ugl Min
NH
LH

Tab. 7.4 Ergebnisse der Simulation holzfeuchteabhängiger Trocknungspläne (Erläuterungen im Text)

			Pratt (1974)				Brunner-Hildebrand (1987)			
Trocknungsplan			mild	scharf	NH	LH	mild	scharf	NH	LH
Anfangsfeuchte	u_A	[%]	50,00				50,00			
Endfeuchte	u_E	[%]	10,00				10,00			
Trocknungszeit		[h]	216	45	59	118	211	60	70	103
Halbwertszeit ($\bar{u}$ < FS)		[h]	54	15	19	34	68	20	24	37
Feuchtediff. im Brett am Ende der Trocknung		[%]	3,24	7,08	6,62	6,44	7,16	9,56	9,49	8,55
Feuchteprofil am Ende der Trocknung [%]	Schicht 1		8,00	5,58	5,86	5,57	5,41	3,87	3,92	4,52
	2		8,72	7,22	7,39	6,53	7,26	6,32	6,35	6,72
	3		9,36	8,66	8,74	7,81	8,77	8,33	8,36	8,52
	4		9,92	9,88	9,88	8,94	9,99	9,97	9,98	9,98
	5		10,39	10,88	10,82	9,90	10,95	11,25	11,25	11,13
	6		10,76	11,66	11,55	10,69	11,67	12,22	12,21	11,99
	7		11,03	12,22	12,06	11,31	12,17	12,90	12,88	12,60
	8		11,19	12,55	12,37	11,74	12,47	13,30	13,28	12,95
	9		11,24	12,66	12,48	12,01	12,57	13,43	13,41	13,07
Feuchtedifferenz	Ø	[%]	11,68	17,19	16,80	15,24	14,06	17,66	17,61	16,13
	Max	[%]	23,62	29,25	27,60	26,47	23,65	26,93	25,72	24,46
	Zeit	[h]	26	13	14	17	24	12	11	15
Spannungsmodell VOGEL (1989) Restspannungen am Ende der Trocknung [N/mm²]	Schicht 1		-0,611	-0,705	-0,591	-0,511	0,239	-0,099	0,035	0,173
	2		-0,147	0,063	0,103	0,097	0,403	0,431	0,489	0,465
	3		0,060	0,242	0,239	0,223	0,273	0,363	0,371	0,329
	4		0,130	0,229	0,210	0,193	0,097	0,179	0,157	0,124
	5		0,145	0,157	0,129	0,115	-0,060	0,001	-0,034	-0,056
	6		0,138	0,072	0,044	0,034	-0,184	-0,143	-0,184	-0,196
	7		0,122	0,004	-0,024	-0,033	-0,272	-0,247	-0,291	-0,296
	8		0,109	-0,039	-0,069	-0,074	-0,325	-0,310	-0,355	-0,355
	9		0,104	-0,055	-0,084	-0,088	-0,342	-0,330	-0,376	-0,374
Zugspannung Schicht 1	Max	[N/mm²]	2,10	3,08	2,91	2,66	2,34	2,90	2,92	2,67
	Zeit	[h]	78	17	21	41	91	25	33	49
Spannungsmodell WELLING (1987) Restspannungen am Ende der Trocknung [N/mm²]	Schicht 1		0,167	1,550	0,475	0,852	1,710	0,656	1,314	1,616
	2		0,235	-0,603	-0,050	0,425	0,987	0,159	0,448	0,695
	3		0,226	-0,333	-0,212	0,210	0,458	-0,043	0,045	0,223
	4		0,047	-0,218	-0,220	-0,100	-0,083	-0,181	-0,291	-0,230
	5		-0,096	-0,037	-0,065	-0,283	-0,488	-0,167	-0,339	-0,460
	6		-0,210	0,003	-0,006	-0,292	-0,664	-0,110	-0,328	-0,499
	7		-0,153	-0,100	0,024	-0,313	-0,746	-0,139	-0,334	-0,536
	8		-0,146	-0,203	0,041	-0,335	-0,776	-0,126	-0,344	-0,530
	9		-0,143	-0,119	0,027	-0,326	-0,797	-0,099	-0,342	-0,560
Zugspannung Schicht 1	Max	[N/mm²]	3,10	2,53	2,26	3,40	3,57	2,20	2,87	3,29
	Zeit	[h]	79	16	20	51	97	24	33	52
Trocknungsgefälle	Ø	[-]	1,82	3,88	3,23	2,49	2,21	3,94	3,64	2,83
	Max	[-]	2,21	6,42	4,63	3,10	2,40	4,40	4,32	3,27
	Zeit	[h]	54	14	19	34	116	33	41	60
Trocknungsgeschw.	Ø	[%/h]	0,19	0,89	0,68	0,34	0,19	0,67	0,57	0,39
	Max	[%/h]	0,72	1,91	1,33	1,00	0,67	1,37	1,24	1,03
	Zeit	[h]	3	13	5	3	4	8	4	3
verdunstete Wassermenge		[kg/m³]	200				200			
Masse trock. Luft		[kg/m³]	6386	3175	2638	4195	10530	3049	3267	4000
spez. Luftverbrauch		[kg/kg]	31,93	15,87	13,18	20,98	52,65	15,24	16,33	20,00
aufgenommene Außenluft		[m³/m³]	5365	2667	2216	3524	8846	2561	2745	3361
$Q_{Erw.,Holz}$	Gl. 4.58	[kJ/m³]	53318	117363	101900	70416	40230	93301	85950	70284
$Q_{Erw,Außenluft}$	Gl. 4.60	[kJ/m³]	133806	62280	72252	122653	180696	97662	112248	129185
$Q_{Verd.}$	Gl. 4.61	[kJ/m³]	480756	464989	468592	476442	482943	469577	471623	475517
$Q_{Bind.}$	Gl. 4.62	[kJ/m³]	9194	8415	8698	9057	9268	8760	8780	9004
Q_{gesamt}	Gl. 4.57	[kJ/m³]	677073	653047	651442	678567	713137	669301	678600	683990
$Q_{spez.}$		[kJ/kg]	3385	3265	3256	3393	3565	3345	3392	3419
$Q_{Erw.,Holz}$		[%]	7,87	17,97	15,64	10,38	5,64	13,94	12,67	10,28
$Q_{Erw,Außenluft}$		[%]	19,76	9,54	11,09	18,08	25,34	14,59	16,54	18,89
$Q_{Verd.}$		[%]	71,01	71,20	71,93	70,21	67,72	70,16	69,50	69,52
$Q_{Bind.}$		[%]	1,36	1,29	1,34	1,33	1,30	1,31	1,29	1,32
Q_{gesamt}		[%]	100,00	100,00	100,00	100,00	100,00	100,00	100,00	100,00

Anhand der Linienart sind die Ergebnisse für die Durchschnittspläne von Laub- und Nadelholz sowie die Trocknungspläne mit hohen und niedrigen TT bzw. u_{gl}-Werten zu unterscheiden. Die Tabelle 7.4 ermöglicht einen Vergleich zwischen den Trocknungsplänen anhand einiger Einzelwerte. In die Tabelle wurden auch Spannungswerte nach den Modellen von VOGEL und WELLING aufgenommen. Neben den Angaben zum Feuchte- und Spannungsprofil am Ende der Trocknung sind zusätzlich Durchschnittswerte und Maximalwerte zum Trocknungsgefälle und der Trocknungsgeschwindigkeit angegeben.

Die Pläne von PRATT (1974) weisen bis zu 7 Trocknungsstufen auf, in denen mit zunehmender Trocknungszeit die Trockentemperatur in mehr oder weniger gleichmäßigen Schritten erhöht wird. Gleichzeitig verschärfen sich die Trocknungsbedingungen infolge der in Stufen abnehmenden Holz-Ausgleichsfeuchte. Die Trocknungspläne von BRUNNER-HILDEBRAND (1989) liegen insgesamt auf einem etwas tieferen Temperaturniveau, da sie für größere Brettdicken gelten. Sie zeigen die klare Dreiteilung im Temperaturverlauf mit einem linearen Anstieg der Temperatur im Übergangsgebiet von 35 % bis 20 % Holzfeuchte. Die Trocknung wird kontinuierlich verschärft, wobei die Änderungen der u_{gl}-Werte am Anfang deutlich geringer ausfallen als am Ende der Trocknung. Für niedrige Holzfeuchten sind in den Plänen BRUNNER-HILDEBRAND insgesamt niedrigere Holz-Ausgleichsfeuchten vorgesehen als bei PRATT, so dass sich in den Feuchteprofilen nach Abschluss der Trocknung höhere Feuchtedifferenzen im Brettquerschnitt ergeben. Sie betragen zwischen 7.16 % und 9.56 % bei BRUNNER-HILDEBRAND und 3.24 % bis 7.08 % bei PRATT.

Der Einfluss der Unterschiede in der Klimasteuerung zwischen PRATT und BRUNNER-HILDEBRAND zeigt sich nur leicht im Verlauf der mittleren Entfeuchtungskurve. Die mittlere Holzfeuchte nimmt bei den Plänen von PRATT nahezu exponentiell ab. Nur bei dem als „mild" bezeichneten Plan (niedrigste TT-Werte und höchste u_{gl}-Werte) setzt sich die Kurve aus mehreren Abschnitten zusammen, die einen leichten Anstieg der Trocknungsgeschwindigkeit beim Wechsel zwischen den Trocknungsstufen erkennen lassen. Die Trocknung mit den Durchschnittsplänen von Nadel- bzw. Laubholz und dem Plan mit den höchsten Trocknungstemperaturen und niedrigsten u_{gl}-Werten, der im Folgenden als „scharf" bezeichnet wird, verlaufen, ohne dass die einzelnen Trocknungsstufen sichtbar werden. Die Kurven der BRUNNER-HILDEBRAND Pläne weisen im mittleren Teil einen nahezu linearen Bereich auf. Im Übergangsbereich, wo die Temperatur kontinuierlich erhöht wurde, ergibt sich eine nahezu gleichbleibende Trocknungsgeschwindigkeit, die dann zum Ende der Trocknung ebenfalls exponentiell abnimmt.

Die Anwendung extremer Trocknungspläne für die Trocknung von 30 mm dickem Holz mit den Eigenschaften von *Fichte* (vgl. Tab. 5.6) und $r_0 = 0.5$ g/cm^3, führt zu sehr großen Differenzen in der Trockenzeit. Zwischen „mild" und „scharf" beträgt der Unterschied + 171 h (PRATT = PR) bzw. + 151 h (BRUNNER-HILDEBRAND=BH). Bezogen auf die Trocknungszeit für den Durchschnittsplan von Nadelholz verlängert sich die Zeit des milden Plans um 266 % (PR) bzw. 201 % (BH). Die schärfsten in den Standardtrocknungsplänen vorkommenden Trocknungsbedingungen ergeben eine Verkürzung der Trockenzeit von – 24 % (PR) bzw. –14 % (BH). Wendet man bei der Trocknung Durchschnittswerte für TT und u_{gl} an, die sich als Mittelwerte für Laubholz ergeben, verlängert sich die Trockenzeit um + 79 % (PR) bzw. + 54 % (BH). Die Pläne von PRATT variieren stärker als die von BRUNNER-HILDEBRAND. Gleichzeitig liegen bei PRATT die Werte der Trockenzeit für Nadelholz näher an denen der „scharfen" Trocknung und weichen stärker von der Trockenzeit für Laubhölzer ab als bei BRUNNER-HILDEBRAND. Bildet man das Verhältnis von Trocknungszeit zu Halbwertszeit, so ergeben die Pläne von PRATT im Durchschnitt einen Wert von 3.39. Mit Zunahme der Trockenzeit vergrößert er sich von 3.00 („scharf") auf 4.00 („mild"). Bei BRUNNER-HILDEBRAND liegt dieser Wert im Mittel bei

2.95 und variiert zwischen 2.78 (LH) und 3.1 („mild"). Sie sind Ausdruck einer abweichenden Trocknungsführung, wo in der Übergangsphase eine nahezu konstante Trocknungsgeschwindigkeit erreicht wird. Die mittleren Entfeuchtungskurven von PRATT sind im Vergleich zu BRUNNER-HILDEBRAND stärker gekrümmt.

Die Feuchtedifferenz zwischen Brettoberfläche und Brettmitte steigt bei allen Trocknungsplänen sehr schnell an und erreicht ihr Maximum noch bevor die durchschnittliche Holzfeuchte Fasersättigung unterschreitet. Durch die Wahl der Anfangsfeuchte $u_A = 50$ % und der Endfeuchte $u_E = 10$ % fällt die Halbwertszeit mit dem Zeitpunkt ($\bar{u} < 30$ %) zusammen. Je schärfer die Trocknungsbedingungen, desto eher der Zeitpunkt der maximalen Feuchtedifferenz im Brettquerschnitt. Gleichzeitig verringert sich der Abstand zur Halbwertszeit. „Scharfe" Trocknungspläne führen schon nach 12 bis 13 Stunden – am Ende der Aufheizphase – zu maximalen Feuchteunterschieden im Brett. Die Pläne für Nadelholz unterscheiden sich hiervon nur unwesentlich. Selbst die Trocknungsbedingungen für Laubholz ergeben schon nach 15 bis 17 Stunden Maximalwerte für die Unterschiede im Feuchteprofil. Extrem „milde" Fahrpläne verzögern ihr Auftreten um 12 bis 13 Stunden, wobei die absolute Höhe der Feuchtedifferenz mit ca. 24 % nur 5 % unter den Werten liegt, die bei „scharfer" Trocknung erzeugt werden. Bildet man den Mittelwert aller Feuchtedifferenzen im Brett über die gesamte Trocknungsdauer, so korreliert dieser Wert erwartungsgemäß mit der Trocknungszeit. Pläne, die zu kurzen Trocknungszeiten führen, weisen im Mittel die höchsten Feuchtedifferenzen und die höchsten Maximalwerte auf. Im Vergleich zu BRUNNER-HILDEBRAND sind die maximalen Feuchteunterschiede im Brett von PRATT um ca. 2 % bis 3 % höher. Aufgrund der niedrigeren Holz-Ausgleichsfeuchte am Ende der Trocknung bei BRUNNER-HILDEBRAND kehrt sich das Bild bei den gemittelten Feuchteunterschieden um. Die Werte von PRATT liegen in diesem Fall um 1 % bis 3 % niedriger, wobei sich mit zunehmender Trocknungsdauer der Einfluss der Trocknungsstufen im Verlauf der Feuchtedifferenzen widerspiegelt. Die Kurven der BRUNNER-HILDEBRAND Pläne verlaufen demgegenüber ohne deutliche Absätze aufgrund der gleichmäßigen Trocknungsgeschwindigkeit.

Der Einfluss der Trocknungsbedingungen zeigt sich besonders deutlich im Verlauf der Trocknungsspannungen in Schicht 1. In Abb. 7.5 sind die Werte nach dem Modell von VOGEL (1989) dargestellt. Die maximalen Zugspannungen und Restspannungen sind für die Spannungsmodelle von WELLING (1987) und VOGEL in Tab. 7.4 angegeben. Die maximale Zugspannung wird in allen Fällen nach der Halbwertszeit erreicht. Für die Pläne von PRATT liegt der Zeitpunkt der maximalen Zugspannung bei ca. 1/3 der Gesamttrockenzeit (Faktor 0.36). Bei BRUNNER-HILDEBRAND wird die maximale Zugspannung kurz vor der halben Trockenzeit erreicht (Faktor 0.45). Je nach Spannungsmodell ergeben sich jedoch deutliche Unterschiede in den absoluten Spannungswerten. Nach dem Modell von VOGEL korreliert die maximale Zugspannung in Schicht 1 mit der Trocknungszeit und den maximalen Feuchteunterschieden im Brettquerschnitt. Je schärfer die Trocknungsbedingungen desto schneller die Trocknung bei gleichzeitig ausgeprägten Feuchteunterschieden im Brett und hohen Zugspannungen in der Brettrandzone. Die „scharfe" bzw. „milde" Trocknung ergibt nach VOGEL maximale Zugspannungen von 3.08 bzw. 2.10 N/mm^2 für PRATT und 2.90 bzw. 2.34 N/mm^2 für BRUNNER-HILDEBRAND. Simuliert man die Trocknungsspannungen mit dem Modell von WELLING, so ergeben sich maximale Spannungswerte, die nicht die Trocknungsschärfe der einzelnen Pläne widerspiegeln. Die höchsten Trocknungsspannungen werden für den Laubholzplan von PRATT (3.40 N/mm^2) und dem „milden" Trocknungsplan von BRUNNER-HILDEBRAND (3.57 N/mm^2) berechnet. Die geringsten Trocknungsspannungen ergeben sich für den Nadelholzplan von PRATT (2.26 N/mm^2) und dem „scharfen" Trocknungsplan von BRUNNER-HILDEBRAND (2.20 N/mm^2). Die Pläne von BRUNNER-HILDEBRAND mit niedrigeren Trocknungstemperaturen und höheren Holz-Ausgleichsfeuchten führen nach WELLING zu höheren maximalen Zugspannungen in

Tab. 7.5 Verhältnis der max. zulässigen Zugspannung $\sigma_{zul.}$ und der Trocknungsspannung in Schicht 1 – Maximalwert und Zeit

$\frac{\sigma_1}{\sigma_{zul.}}$ ( ) Zeit [h]	PRATT (1974) [1]		BRUNNER-HILDEBRAND (1989) [1]	
	VOGEL (1989) [2]	WELLING (1987) [2]	VOGEL (1989)	WELLING (1987)
"mild"	0.659 (61)	0.865 (78)	0.686 (88)	0.982 (97)
"scharf"	1.076 (15)	0.954 (16)	0.930 (24)	0.738 (24)
NH	0.975 (21)	0.784 (20)	0.907 (31)	0.920 (31)
LH	0.811 (39)	0.995 (51)	0.818 (48)	0.996 (50)

[1] Trocknungspläne (s. Anhang 9)
[2] Spannungsmodell (vgl. Kap. 4.2 und Kap. 5.8)

Schicht 1. Die Gefahr von Trocknungsrissen steigt. Bei den Plänen von PRATT ist die Zuordnung nicht so einheitlich. Die Rangfolge der Trocknungszeiten von „mild", „scharf", NH, LH mit 1, 4, 3, 2 steht der Rangfolge der max. Zugspannungen von 2, 3, 4, 1 gegenüber. An dieser Stelle soll nicht auf die Spannungsberechnung von WELLING im Einzelnen eingegangen werden. Es zeigt sich jedoch, dass die Maximalspannungen immer dann besonders niedrig ausfallen, wenn der Anteil der plastischen Deformation hoch ist. Dass der scharfe Trocknungsplan von BRUNNER-HILDEBRAND nur zu vergleichsweise niedrigen Trocknungsspannungen führt, ist auf die Beschreibung des rheologischen Werkstoffverhaltens zurückzuführen. Trotz hoher Feuchtedifferenzen führt die Schwindung aufgrund der höheren Temperaturen zu stärkeren plastischen und viskoelastischen Deformationen und verringert den Anteil der spannungswirksamen Dehnung. Die experimentelle Überprüfung des Modells und der Eingangsparameter erfolgte bisher nur für *Fichte* und Trocknungstemperaturen bis 50 °C. Ob mit diesem Modell außerhalb dieser Grenzen sinnvolle Vorhersagen möglich sind, kann daher nicht abschließend beantwortet werden. Es ist jedoch klar, dass ein einfaches Spannungsmodell wie das von VOGEL, das im Wesentlichen aus der Feuchteverteilung und der unbehinderten Schwindung über eine einfache Korrekturfunktion die Schichtspannungen errechnet, den Unterschieden der holzphysikalischen Eigenschaften nur sehr eingeschränkt Rechnung tragen kann. Ein unterschiedliches Kriechverhalten infolge hoher Temperaturen und Holzfeuchten wird, wie hier zu sehen, vom VOGEL-Modell nicht vorhergesagt. Hohe Temperaturen und niedrige Holz-Ausgleichsfeuchten ergeben eine schnelle Trocknung mit höheren Feuchtegradienten. Sie führt aber gleichzeitig auch zu höheren Trocknungsspannungen. Das BURGER-Modell, mit dem WELLING die Trocknungsspannungen ableitet, besitzt demgegenüber den Vorteil, dass die elastischen, viskoelastischen und plastischen Eigenschaften in einem weiten Bereich angepasst werden können, wenn die entsprechenden Eingangsgrößen für die verwendeten Werkstoffgesetze vorliegen.

Berechnet man das Verhältnis von Zugspannung der Schicht 1 und max. zulässiger Zugspannung mit den in Kap. 5.8 angegebenen Funktionen, so übersteigen die bei der Trocknung auftretenden Spannungen nur im Fall des „scharfen" Plans von PRATT die Querzugfestigkeit. Die Tabelle 7.5 stellt die Ergebnisse für die unterschiedlichen Pläne und Spannungsmodelle einander gegenüber. Neben dem Quotienten $\sigma/\sigma_{zul.}$ ist zusätzlich der Zeitpunkt angegeben, bei der das Verhältnis den angegebenen Höchstwert erreicht. Die Bewertung der Trocknungen anhand von $\sigma/\sigma_{zul.}$ führt zu denselben Ergebnissen, wie sie schon durch die maximalen Zugspannungen in Schicht 1 getroffen wurden. Mit dem Spannungsmodell von VOGEL führt die Verschärfung der Trocknungsbedingungen zu einer Erhöhung der Trocknungsspannungen. Der Abstand zu den max. zulässigen Zugspannungen verringert sich, so dass die größten Werte von $\sigma/\sigma_{zul.}$ annähernd zum selben Zeitpunkt wie die max. Zugspannungen auftreten. Die Rissgefahr steigt. Nach dem von

WELLING benutzten Modell korrelieren schärfere Trocknungsbedingungen nicht in jedem Fall mit steigenden Trocknungsspannungen und einer Abnahme von $\sigma/\sigma_{zul.}$. Die höchsten Quotienten zwischen max. zulässiger Zugspannung und Trocknungsspannung ergeben sich für die mittleren Laubholztrockenpläne von PRATT und BRUNNER-HILDEBRAND. Sie erreichen fast den Wert 1. Der „scharfe" Plan von PRATT und der „milde" Plan von BRUNNER-HILDEBRAND ergeben ebenfalls Werte zwischen 0.954 und 0.982. Der niedrigste Wert von 0.738 wird für den „scharfen" Trocknungsplan von BRUNNER-HILDEBRAND aufgrund der insgesamt niedrigen Trocknungsspannungen berechnet. Nach SALIN (2002) liegt die Grenze, bei der sich Risse im Holz bilden, bei $\sigma/\sigma_{zul.} = 0.33$. Dieser Wert ergab sich aus Versuchstrocknungen und dem mit seinem Modell TORKSIM berechneten Trocknungsspannungen. Ob sich dieser niedrige Wert von $\sigma/\sigma_{zul.}$ durch höhere Werte der berechneten Trocknungsspannungen oder aber durch eine niedrigere max. zulässige Zugspannung im Vergleich zu den Modellen von WELLING und VOGEL ergibt, kann aufgrund der fehlenden Details nicht geklärt werden. Bewertet man die Trocknungen von PRATT und BRUNNER-HILDEBRAND mit den in dieser Arbeit vorgestellten Spannungsmodellen und dem von SALIN angegebenen Grenzwert für $\sigma/\sigma_{zul.}$, so würden alle Trocknungspläne entgegen den praktischen Erfahrungen zu Rissen im Holz führen.

Die Bewertung einer Trocknung anhand der maximalen Trocknungsspannungen führt je nach verwendetem Spannungsmodell zu unterschiedlichen Ergebnissen. Erst weitere Experimente können zeigen, ob und mit welchem Modell die Trocknungsspannungen realistisch vorhergesagt werden können. Neben der absoluten Höhe der Trocknungsspannungen ist auch der Spannungswert zu ermitteln, bei dem es zur Rissbildung kommt. Risse an der Oberfläche begrenzen die Verschärfung der Trocknungsbedingungen. Üblicherweise trocknet man aus diesem Grund rissgefährdete Holzarten bei hohen Anfangsfeuchten und niedrigen Temperaturen, um die Abnahme der Festigkeitseigenschaften nicht über das erlaubte Maß zu senken. Dabei könnten u.U. höhere Temperaturen bei gleichem oder niedrigerem Trocknungsgefälle zu gleichen Trocknungsgeschwindigkeiten und einem Spannungsabbau durch Kriechvorgänge führen. Der dabei steigenden Gefahr von Innenrissen durch überdehnte Randzonen am Ende der Trocknung ist durch einer intensiven Klimatisierungs- und Konditionierungsphase zu begegnen.

An dieser Stelle sei noch einmal darauf hingewiesen, dass schon die Herleitung der Feuchteprofile mit dem vorgestellten Modell durchaus noch Anlass zur Kritik bietet. Eine „richtige" Spannungsberechnung ist jedoch auf eine realistische Feuchteverteilung über dem Brettquerschnitt angewiesen.

Vergleicht man die unterschiedlichen Trocknungspläne im Hinblick auf das Trocknungsgefälle, so variieren die Maximalwerte bei PRATT zwischen 2.21 („mild") und 6.42 („scharf"). Nadelholz wird im Durchschnitt mit einem Trocknungsgefälle von 3.23 getrocknet, wobei der Maximalwert 4.63 beträgt. Für Laubholz ergibt sich ein Durchschnittswert von 2.49, der maximal auf 3.10 ansteigt. Die Unterschiede bei den Plänen BRUNNER-HILDEBRAND sind geringer. Der „milde" Plan und der Laubholzplan weisen mit 2.21 (Ø)/2.40 (Max) bzw. 2.83 (Ø)/3.27 (Max) ein größeres Trocknungsgefälle als die entsprechenden Pläne von PRATT auf, obwohl die BRUNNER-HILDEBRAND Pläne für dickere Bretter anzuwenden sind, die üblicherweise schonender getrocknet werden. Bei den Plänen von PRATT fällt der Zeitpunkt des maximalen Trocknungsgefälles mit dem Erreichen der Halbwertszeit, also dem Unterschreiten von Fasersättigung zusammen. Die Pläne von BRUNNER-HILDEBRAND erreichen das maximale Trocknungsgefälle definitionsgemäß nach Abschluss des Übergangsbereichs mit u = 20 %.

Die durchschnittliche Trocknungsgeschwindigkeit kann durch die Wahl der Trocknungsbedingungen um den Faktor 5 bei PRATT (0.19 – 0.89 %/h) und den Faktor 3.5 bei BRUNNER-

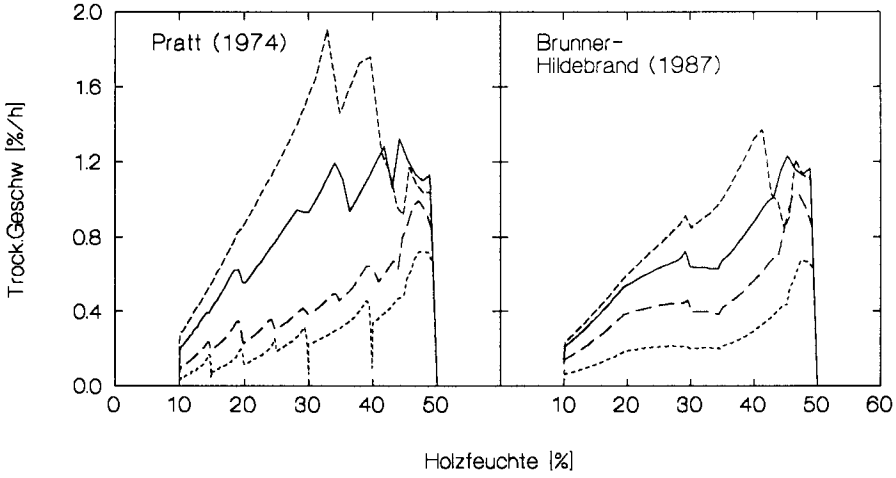


Abb. 7.6

Trocknungsgeschwindigkeit in Abhängigkeit der Holzfeuchte bei Trocknungsplänen von PRATT (1974) und BRUNNER-HILDEBRAND (1987)

HILDEBRAND (0.19 – 0.67 %/h) beeinflusst werden. Die Anwendung des mittleren Laubholzplans verlängert die Trocknung im Gegensatz zum mittleren Nadelholzplan um den Faktor 1.5 bis 2. Die höchsten Trocknungsgeschwindigkeiten ergeben sich zu Beginn der Aufheizphase, wo das Gefälle zwischen Brettoberfläche und Trocknungsluft sehr groß ist. Nur bei den „scharfen" Trocknungen bewirkt die deutliche Erhöhung der Trockentemperatur und die geringe Holz-Ausgleichsfeuchte nahezu eine Verdoppelung der Trocknungsgeschwindigkeit, die ihr Maximum erst kurz vor Abschluss der Aufheizphase erreicht (Abb. 7.6).

Deutliche Unterschiede zwischen „milden" und „scharfen" Trocknungsbedingungen ergeben auch die Berechnungen zum Energieverbrauch. Bei den hier gewählten Ausgangsbedingungen (Rohdichte, Anfangs- und Endfeuchte) werden 200 kg Wasser pro m^3 Holz verdunstet. Die Verschärfung der Trocknungsbedingungen bei PRATT verringert das Volumen der aufzunehmenden Außenluft von 5365 m^3 auf 2667 m^3. Der „milde" und „scharfe" Trocknungsplan von BRUNNER-HILDEBRAND benötigt demgegenüber ein Außenluftvolumen von 8846 m^3 bzw. 2561 m^3 je m^3 Holz. Aufgrund des höheren absoluten Wassergehalts der Trocknerluft bei PRATT mit Ausnahme des mittleren Laubholzplans benötigen die Pläne von BRUNNER-HILDEBRAND

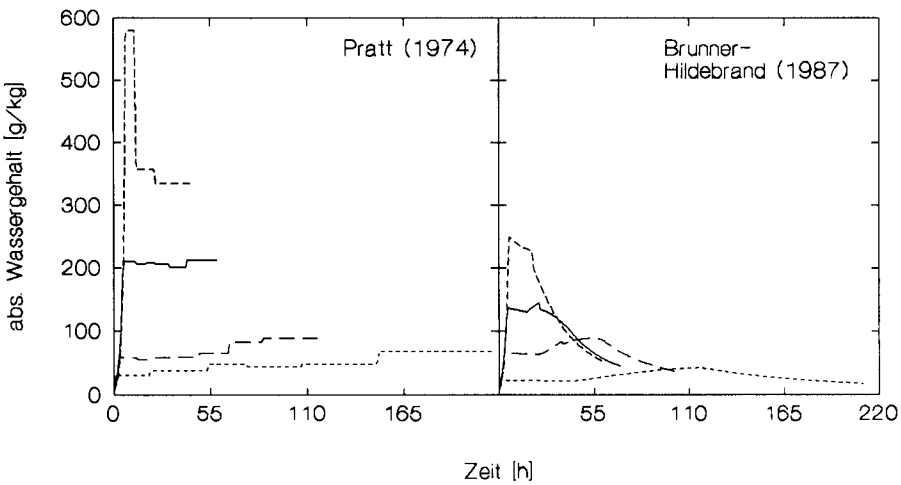


Abb. 7.7

Absoluter Wassergehalt der Trocknerluft bei Trocknungsplänen von PRATT (1974) und BRUNNER-HILDEBRAND (1987)

eine größere Masse trockener Luft (Abb. 7.7). Die je kg Wasser verbrauchte Masse trockener Luft beträgt zwischen 15,24 kg/kg („scharf") und 52,65 kg/kg („mild"). Der spezifische Luftverbrauch von PRATT liegt zwischen 15,87 kg/kg und 31,93 kg/kg. Im Vergleich zu SALAMON liegen die hier verbrauchten Luftmassen aufgrund der längeren Aufheizphase mit niedrigen abs. Luftfeuchten und der hohen Entfeuchtungsleistung deutlich höher. Rein rechnerisch wird in der Aufheizphase 1/3 bis 2/3 der Gesamtluftmasse benötigt. Sind beim Aufheizen die Lüftungsklappen verschlossen, so würde ohne Luftaustausch die rel. Luftfeuchte im Trockner steigen und sich die Feuchteabgabe verringern. Diese Werte können daher nur für den internen Vergleich zwischen den verschiedenen Trocknungsplänen mit gleichen Randbedingungen benutzt werden und stellen keine Richtwerte für die Praxis dar.

Die insgesamt niedrigeren Trockentemperaturen bei BRUNNER-HILDEBRAND verringern den Energieanteil, der für die Erwärmung des Holzes aufzuwenden ist. Er liegt zwischen 5 % und 14 % der gesamten thermischen Energie nach Gl. 4.57. Bei den Plänen von PRATT werden hierfür 8 % bis 18 % aufgewendet. Die Wärmemenge, die für die Erwärmung der Außenluft verwendet wird, variiert bei den Plänen von BRUNNER-HILDEBRAND zwischen 15 % und 25 % bezogen auf $Q_{Ges.}$. Da mit den Plänen von PRATT ein geringeres Außenluftvolumen aufgenommen wird, ist der Anteil von $Q_{Erw.,Außenluft}$ bezogen auf $Q_{Ges.}$ niedriger. Er liegt zwischen 10 % und 20 %. Die zur Verdampfung von 200 kg Wasser aufzuwendende Energie in [kJ/kg] unterscheidet sich zwischen den Plänen nur gering. So benötigt die Verdampfung von 200 kg Wasser zwischen 483000 kJ/kg und 465000 kJ/kg. Damit unterscheiden sich die Absolutwerte der einzelnen Trocknungspläne nur um ca. 4 %. Bezogen auf $Q_{Ges.}$ variiert der Anteil von $Q_{Verd.}$ um 68 % bis 72 %. Der Anteil der Bindungsenthalpie liegt demgegenüber nur bei 1.29 % bis 1.38 %. Die für die Verdunstung und die Überwindung der Bindungsenthalpie aufzuwendende Energie wird nicht durch die Wahl bestimmter Trocknungsbedingungen beeinflusst. Vielmehr bestimmt der Trocknungsplan den Energieaufwand für die Erwärmung des Holzes und der Außenluft. Obwohl höhere Trockentemperaturen den Energieanteil zur Erwärmung des Holzes erhöhen, verringert sich in stärkerem Maße der Luftbedarf, so dass schärfere Trocknungen bei höheren Temperaturen insgesamt einen geringeren Energieverbrauch aufweisen. Der spezifische Wärmeverbrauch je kg verdunsteten Wassers sinkt. Er liegt bei PRATT zwischen 3385 kJ/kg („mild") und 3265 kJ/kg („scharf"). Für die BRUNNER-HILDEBRAND Pläne ergeben sich Werte für $Q_{spez.}$ von 3565 kJ/kg und 3345 kJ/kg, wobei die thermische Gesamtenergie entsprechend Gl. 4.57 berechnet wurde. Energieverluste des Trockners und die Aufheizung der Trockenkammer gehen nicht in die Berechnung ein (vgl. Kap. 4.3). Kurze Trocknungszeiten infolge einer „scharfen" Trocknungsführung verringern i.d.R. auch die Energieverluste durch die Trocknerwand. Dabei wird der höhere Wärmestrom durch die Wand als Folge eines höheren Temperaturgradienten zwischen innen und außen durch die kürze Trocknungszeit bei guter Wandisolation kompensiert. Rein rechnerisch ist die Anwendung hoher Trocknungstemperaturen im Hinblick auf kurze Trocknungszeiten und geringen Energieeinsatz sinnvoll. Die Trocknung bei sehr geringen Holz-Ausgleichsfeuchten, die besonders am Ende der Trocknung zu einer Erhöhung der Trocknungsgeschwindigkeit durch steile Feuchtegradienten im Brett führen soll, verschlechtert die Energiebilanz. Wie in Abb. 7.6 zu sehen, führen die niedrigen Holz-Ausgleichsfeuchten bei BRUNNER-HILDEBRAND am Ende der Trocknung zwar zu leicht erhöhten Trocknungsgeschwindigkeit. Ihr Anteil an der Gesamttrocknung ist jedoch nur gering. Um den Aufwand zur Erwärmung der Außenluft zu verringern, wären Trocknungsbedingungen mit hohem absoluten Wassergehalt und ausreichend niedriger Holz-Ausgleichsfeuchte sinnvoll. Hohe Temperaturen am Ende der Trocknung und die höheren Holz-Ausgleichsfeuchten bei den Plänen von PRATT führen zu deutlich geringeren Energiemengen für die Erwärmung der Außenluft. Gleichzeitig verringert sich der Feuchtegradient im Brett. Die üblicherweise durchzuführende Klimatisierungsphase kann dann kürzer ausfallen.

7.4 Primäre Desorption

Einfluss unterschiedlicher Ansätze für die Beschreibung der Holz-Ausgleichsfeuchten an der Brettoberfläche in Abhängigkeit des Luftzustands auf das Trocknungsverhalten

Zur Klärung der Frage, ob und welchen Einfluss die Auswahl unterschiedlicher Sorptionsansätze für die Beschreibung der Holz-Ausgleichsfeuchte an der Brettoberfläche hat, werden mit dem Simulationsmodell unterschiedliche Berechnungen mit einheitlichen Trocknungsbedingungen (mittlerer Trocknungsplan für NH: TT_1, 63.92, TG_1 2.82, TT_2 77.43, TG_2 4.32, s. Anhang 9, Aufheizen 12 h mit einer maximalen Temperaturdifferenz von 10 °C/h) durchgeführt. Wie schon in Kap. 5.4 gezeigt, weisen die Holzarten *Afzelia sp.* und *Aextoxicon punctatum* extreme Sorptionsisothermen auf und werden als Eingangsgrößen für die Berechnung verwendet. Zusätzlich wird die Berechnung auch mit den Sorptionseigenschaften von *Fichte* durchgeführt. Für die drei Holzarten werden zum einen die mittlere Sorptionsisotherme (Mittelwert aus Ad- und Desorption) und zum anderen die primäre Desorptionsisotherme für die Berechnung verwendet. Die mittlere Sorptionsisotherme wird mit dem Ansatz von HART (1981) nach Gl. 5.51 berechnet. Die hierfür notwendigen Eingangsgrößen sind in Abb. 5.26 bzw. im Anhang 6 wiedergegeben. Die primäre Desorption wird aus der mittleren Sorptionsisotherme entsprechend Gl. 5.56 und Gl. 5.66 mit $k = 1.4$ und $\varphi_{Gr} = 65$ % abgeleitet. Bei allen Berechnungen wird der Diffusionskoeffizient mit dem Ansatz von VOGEL berechnet, der den allgemeinen Ansatz von SIAU (1971) mit einer speziellen Korrekturfunktion verwendet (s. Kap. 5.7). Der Diffusionskoeffizienten nach SIAU benötigt ebenfalls einen Ansatz für die Holz-Ausgleichsfeuchte. Sie wird für alle Holzarten einheitlich mit dem Modell von HAILWOOD-HORROBIN (1946, Gl. 5.29) berechnet, so dass sich die Unterschiede im Diffusionskoeffizienten lediglich aus den unterschiedlichen Rohdichten von 0.41 g/cm^3 (FI), 0.76 g/cm^3 (AF) und 0.85 g/cm^3 (AE) ergeben. Als Eingangsgrößen für das Spannungsmodell von WELLING werden bei allen Berechnungen die in Tab. 5.6 aufgeführten Werte für $Buche_{tan.}$ verwendet. Unterschiede in den Trocknungsspannungen zwischen den Holzarten sind somit nur auf abweichende Holzfeuchteprofile und den Einfluss unterschiedlicher Rohdichtekorrekturen zurückzuführen. Die spezifischen elastischen und rheologischen Eigenschaften der einzelnen Hölzer werden nicht berücksichtigt, so dass die Spannungsberechnungen nach WELLING keine realistischen Werte ergeben können.

Mit Ausnahme der Rohdichte und den unterschiedlichen Sorptionseigenschaften für die Beschreibung der Holz-Ausgleichsfeuchte an der Brettoberfläche wurden bei allen Berechnungen einheitlich folgende Ausgangsgrößen gewählt: Brettdicke d = 50 mm, differentielle Schwindung $d\beta/du = 0.25\%/\%$, Schwindungsbeginn 26 %, Anfangsfeuchte $u_A = 55$ %, Endfeuchte $u_E = 8$ %, Luftgeschwindigkeit w = 2 m/s. Die Ergebnisse der Simulation sind in Tabelle 7.6 wiedergegeben. Eine grafische Darstellung der Trocknungsbedingungen sowie der Holzfeuchte und Trocknungsspannung in Schicht 1 zeigt Abb. 7.9.

Für die Simulation, die mit *Fichte* bezeichnet ist, ergeben sich im Trocknungsverhalten zwischen mittlerer Sorptionsisotherme und primärer Desorption nur geringfügige Unterschiede, die im Wesentlichen am Feuchteverlauf der Schicht 1 zu sehen sind. Die Anwendung der primären Sorptionsisothermen führt im Trocknungsverlauf am Anfang der Trocknung zu höheren Holzfeuchten an der Brettoberfläche. Die Folge ist eine geringfügig niedrigere maximale Zugspannung. Insgesamt verlängert sich die Trocknung von 153 Stunden auf 160 Stunden. Sowohl die Halbwertszeit als auch das Spannungsmaximum wird bei der Berechnung mit der primären Desorptionsisotherme 7 Stunden später erreicht. Die Unterschiede in der Feuchtedifferenz am Ende der Trocknung sind zu vernachlässigen. Die Verwendung der primären Desorptionsisotherme führt im Durchschnitt zu einer um 0.6 % niedrigeren Feuchtedifferenz im Brett. Der Maximalwert wird schon 10 Stunden früher erreicht und fällt 3 % niedriger aus. Aufgrund der

etwas längeren Trocknungszeit sinkt der Wert für das mittlere Trocknungsgefälle von 3.66 auf 3.60 und der Wert für die mittlere Trocknungsgeschwindigkeit von 0.307 auf 0.294 %/h. Die Unterschiede zwischen primärer Desorption und mittlerer Sorption sind sowohl bei der Energiebedarfsberechnung als auch bei der Spannungsberechnung gering. Die Trocknungsspannungen werden vielmehr entscheidend durch die Wahl des Spannungsmodells beeinflusst. Im Vergleich zu VOGEL ergeben sich bei WELLING nur maximale Zugspannungen in Schicht 1 von σ_{max} = 0.559 N/mm^2 bzw. 0.539 N/mm^2. Sie erreichen damit nur ca. 1/4 der Werte von VOGEL. Im Gegensatz hierzu ergibt das Modell von WELLING sehr starke Restspannungen nach Ablauf der Trocknung. Am Ende der Trocknung beträgt die Druckspannung in Schicht 1 – 2.755 N/mm^2 bzw. – 2.758 N/mm^2. Im Gegensatz zu VOGEL, der die differentielle Schwindung und die Kriechfunktion aus der Rohdichte ableitet, beeinflusst bei WELLING die Wahl der elastischen und rheologischen Holzeigenschaften die berechneten Trocknungsspannungen stärker als die Rohdichte. Da bei den Spannungsberechnungen nach WELLING für *Fichte*, *Afzelia* und *Aextoxicon* die Eigenschaftswerte für *Buche*$_{tan.}$ zu Grunde gelegt wurden, ist die aus Kap. 7.3 gute Übereinstimmung zwischen den beiden Spannungsmodellen nicht zu erreichen.

Beschreibt man den Gleichgewichtszustand zwischen Trocknungsluft und Brettoberfläche mit einem Ausdruck, der die primäre Desorption darstellt, so ist der Einfluss auf das Trocknungsverhalten im Vergleich zu einem Ausdruck, der die mittlere Sorption von *Fichte* unterstellt, nur gering. Bei den hier gewählten Trocknungstemperaturen zwischen 63 °C und 77 °C beträgt die Hysterese zwischen Ad- und Desorption maximal 0.4 % Holzfeuchte, so dass sich der Unterschied zwischen mittlerer Sorptionsisotherme und primärer Desorptionsisotherme im Wesentlichen durch die Spreizung des u_{gl}-Bereichs über 65 % rel. Luftfeuchte um den Faktor 1.4 ergibt. Für ϑ = 63 °C ergibt sich nach der primären Desorptionsisotherme für φ = 100 % eine Holz-Ausgleichsfeuchte von 32.27 %, die im Fall der mittleren Sorptionsisotherme nur 25.88 % beträgt. Die Werte der primären Desorption liegen maximal 7 % über den Werten der mittleren Sorption (Abb. 7.8). Da gleichzeitig nach 56 Stunden die relative Luftfeuchte im Trockner den Wert von 65 % unterschreitet und nach 84 Stunden eine mittlere Holztemperatur von 75 °C erreicht wird, bleibt der Einfluss der primären Desorption auf den Anfang der Trocknung beschränkt.

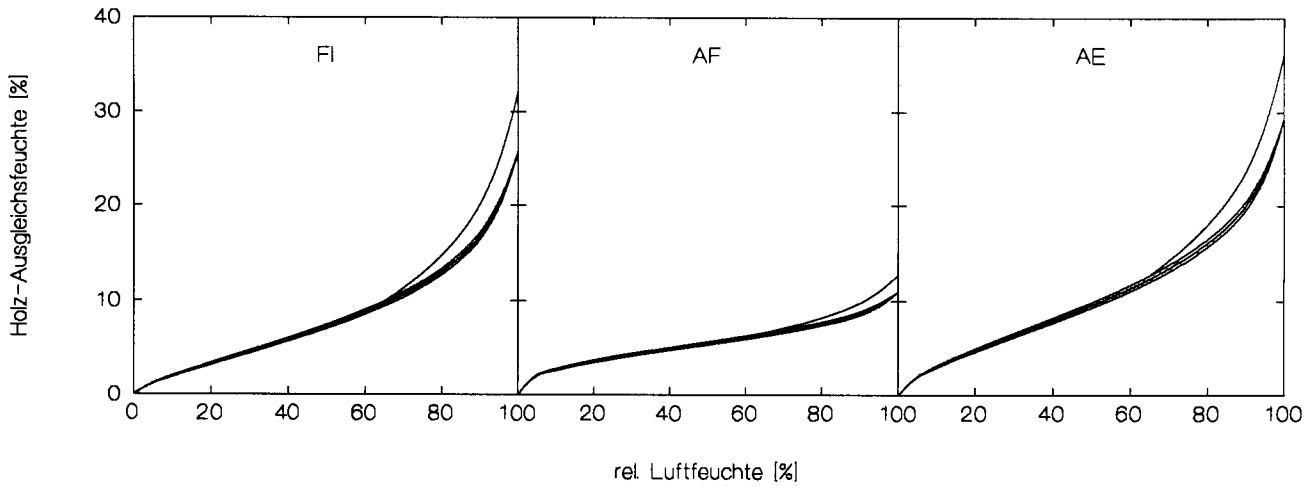
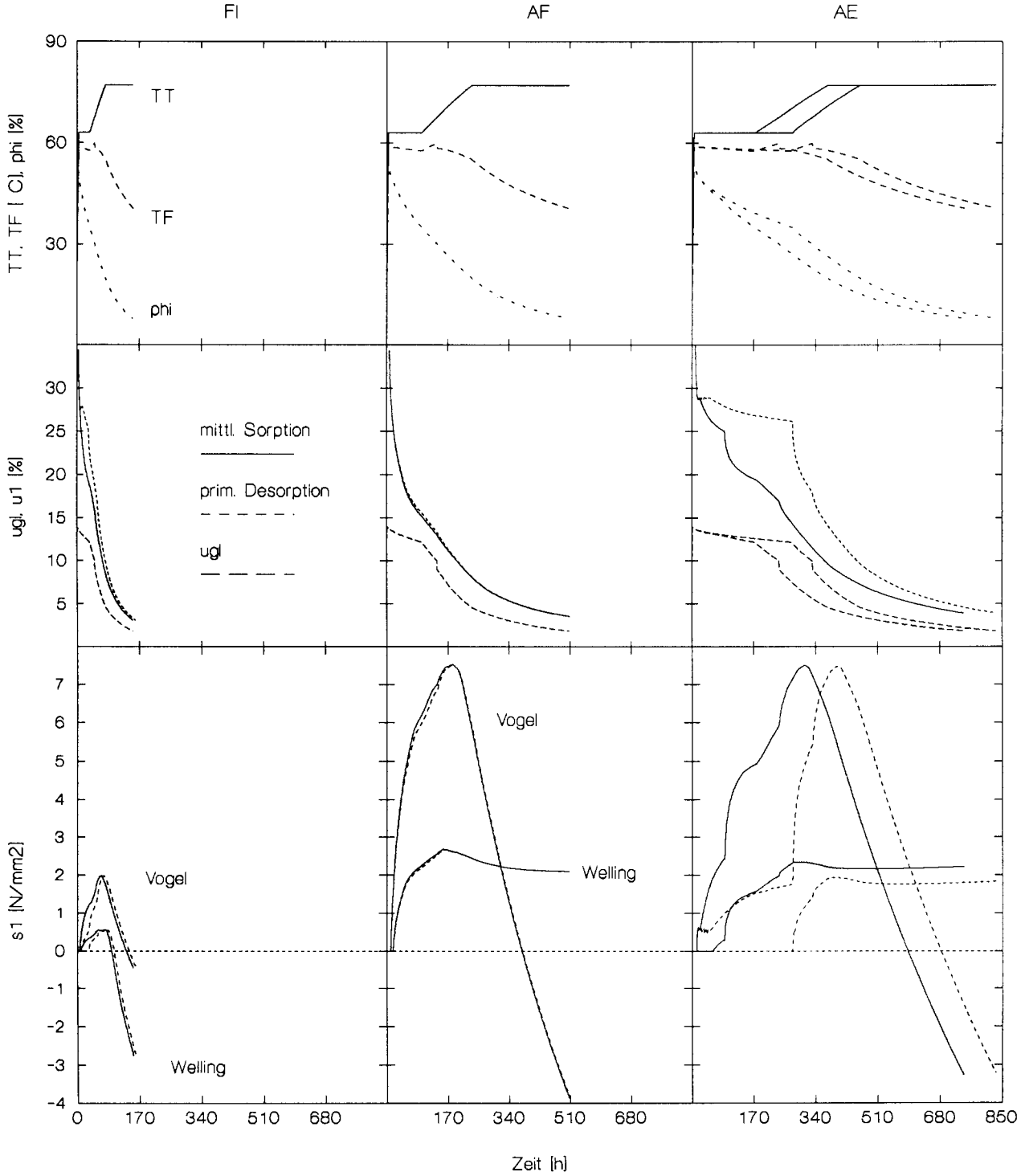


Abb. 7.8 Sorptionsisothermen für *Fichte*, *Afzelia sp.* und *Aextoxicon punctatum* bei ϑ = 63 °C (Adsorption (Gl. 5.55), Desorption (Gl. 5.56), mittlere Sorption (Gl.5.51) und primäre Desorption (Gl. 5.66) s.a. Kap. 5.7 - Erläuterungen im Text)

Trocknungsplan TT_1 63.92 TG_1 2.82 TT_2 77.43 TG_2 4.32			Fichte		Afzelia		Aextocion	
				prim. Des.		prim. Des.		prim. Des.
Rohdichte	r_0	[kg/m³]	410		760		850	
Anfangsfeuchte	u_A	[%]	55,00		55,00		55,00	
Endfeuchte	u_E	[%]	8,00		8,00		8,00	
Trocknungszeit		[h]	153	160	508	509	745	833
Halbwertszeit ($\bar{u}$ = 31.5 %)		[h]	45	52	127	128	220	313
Feuchtediff. im Brett am Ende der Trocknung		[%]	7,74	7,75	7,04	7,05	6,42	6,42
Feuchteprofil am Ende der Trocknung [%]	Schicht 1		3,10	3,10	3,55	3,55	3,94	3,94
	2		4,98	4,99	5,26	5,26	5,50	5,50
	3		6,59	6,60	6,72	6,72	6,84	6,84
	4		7,93	7,93	7,93	7,93	7,94	7,94
	5		9,00	9,00	8,91	8,91	8,83	8,83
	6		9,81	9,82	9,65	9,65	9,51	9,51
	7		10,39	10,39	10,18	10,18	9,99	9,99
	8		10,73	10,73	10,49	10,49	10,27	10,27
	9		10,84	10,85	10,59	10,60	10,36	10,36
Feuchtedifferenz	Ø	[%]	18,00	17,36	19,12	19,06	17,36	16,30
	Max	[%]	30,59	27,32	36,31	35,98	32,03	26,58
	Zeit	[h]	18	8	62	61	112	83
Spannungsmodell VOGEL (1989)	Schicht 1		-0,448	-0,432	-3,869	-3,843	-3,271	-3,221
	2		0,146	0,139	0,045	0,042	-0,104	-0,113
Restspannungen am Ende der Trocknung [N/mm²]	3		0,221	0,215	0,869	0,862	0,702	0,659
	4		0,165	0,162	0,912	0,907	0,791	0,781
	5		0,083	0,082	0,742	0,740	0,672	0,668
	6		0,009	0,010	0,540	0,540	0,505	0,505
	7		-0,047	-0,046	0,373	0,373	0,353	0,356
	8		-0,082	-0,081	0,266	0,266	0,252	0,257
	9		-0,094	-0,093	0,229	0,229	0,217	0,222
Zugspannung Schicht 1	Max	[N/mm²]	1,982	1,977	7,529	7,514	7,512	7,483
	Zeit	[h]	65	72	183	185	310	398
Spannungsmodell WELLING (1987)	Schicht 1		-2,755	-2,758	2,099	2,094	2,222	1,823
	2		0,185	0,186	1,086	1,089	1,203	1,272
Restspannungen am Ende der Trocknung [N/mm²]	3		0,614	0,616	0,128	0,129	0,264	0,354
	4		0,520	0,521	-0,417	-0,423	-0,402	-0,307
	5		0,404	0,405	-0,572	-0,577	-0,623	-0,589
	6		0,330	0,332	-0,645	-0,640	-0,728	-0,691
	7		0,290	0,292	-0,666	-0,671	-0,769	-0,741
	8		0,270	0,272	-0,675	-0,672	-0,781	-0,748
	9		0,264	0,267	-0,672	-0,661	-0,771	-0,744
Zugspannung Schicht 1	Max	[N/mm²]	0,559	0,539	2,678	2,670	2,345	1,939
	Zeit	[h]	76	83	155	157	280	404
Trocknungsgefälle	Ø	[-]	3,66	3,60	3,73	3,72	3,64	3,49
	Max ($\bar{u}$ = 20 %)	[-]	4,32	4,32	4,32	4,32	4,32	4,32
	Zeit	[h]	78	85	235	236	371	459
Trocknungsgeschw.	Ø	[%/h]	0,307	0,294	0,093	0,092	0,063	0,056
	Max	[%/h]	1,020	1,020	0,624	0,624	0,565	0,565
	Zeit	[h]	5	5	5	5	5	5
verdunstete Wassermenge		[kg/m³]	194		357		400	
Masse trock. Luft		[kg/m³]	2789		4141		4474	
spez. Luftverbrauch		[kg/kg]	14,47		11,59		11,20	
aufgenommene Außenluft		[m³/m³]	2343		3479		3758	
$Q_{Erw.,Holz}$	Gl. 4.58	[kJ/m³]	75290		142836		161596	
$Q_{Erw,Außenluft}$	Gl. 4.60	[kJ/m³]	111698		201553		224215	
$Q_{Verd.}$	Gl. 4.61	[kJ/m³]	453552		838647		937951	
$Q_{Bind.}$	Gl. 4.62	[kJ/m³]	9566		17683		19765	
Q_{gesamt}	Gl. 4.57	[kJ/m³]	650108		1200719		1343527	
$Q_{spez.}$		[kJ/kg]	3373		3361		3363	
$Q_{Erw.,Holz}$		[%]	11,58		11,90		12,03	
$Q_{Erw,Außenluft}$		[%]	17,18		16,79		16,69	
$Q_{Verd.}$		[%]	69,77		69,85		69,81	
$Q_{Bind.}$		[%]	1,47		1,47		1,47	
Q_{gesamt}		[%]	100,00		100,00		100,00	

Tab. 7.6 Ergebnisse der Simulation mit unterschiedlichen Sorptionsisothermen zur Beschreibung der Holz-Ausgleichsfeuchte an der Brettoberfläche (Erläuterungen im Text)

Abb. 7.9 Unterschiede zwischen mittlerer Sorptionsisotherme und primärer Desorptionsisotherme zur Beschreibung der Holz-Ausgleichsfeuchte an der Brettoberfläche auf die Trocknungssimulation (Erläuterungen im Text)



Benutzt man für die Beschreibung der Holz-Ausgleichsfeuchte an der Brettoberfläche sehr flach verlaufende Sorptionsisothermen, wie sie u.a. für *Afzelia* angegeben werden, so fällt der Unterschied zwischen einer Berechnung mit der mittleren Sorption und der primären Desorption noch geringer aus. Aufgrund der insgesamt geringeren Holz-Ausgleichsfeuchte ist die Hysterese und auch die Abweichung zwischen Desorption und primärer Desorption geringer als bei *Fichte*. Der Einfluss auf das Trocknungsverhalten ist zu vernachlässigen. Die in Tab. 7.6 mit *Afzelia* bezeichnete Trocknung weist in beiden Fällen eine Trocknungszeit von ca. 140 Stunden auf. Die berechneten Werte für Feuchteprofil, Trocknungsspannungen, Trocknungsgefälle, Trocknungsgeschwindigkeit und Energiebedarf weichen nur sehr gering voneinander ab. Aufgrund der höheren Rohdichte von *Afzelia* mit 0.76 g/cm^3 verdunsteten bei der Trocknung von 55 % auf 8 % Holzfeuchte 367 kg/m^3 Wasser. Die entfernte Wassermenge liegt damit um den Faktor 1.85 über dem Wert für *Fichte*. Obwohl hierfür die 3.3 fache Zeit benötigt wird, bleibt der spezifische Wärmeverbrauch bei ca. 3350 kJ/kg und liegt damit auf gleicher Höhe wie bei der mit *Fichte* bezeichneten Trocknung. Wie schon bei *Fichte* berechnet das Spannungsmodell von VOGEL einen anderen Spannungsverlauf als das Modell von WELLING. Nach VOGEL steigt die maximale Zugspannung zu Beginn der Trocknung stark an. Das Maximum von σ_{Max} = 7.529 N/mm^2 bzw. 7.514 N/mm^2 wird nach 183 h bzw. 185 h erreicht. Im weiteren Verlauf kommt es in Schicht 1 zu einer Spannungsumkehr, so dass nach Abschluss der Trocknung sehr hohe Druckspannungen von – 3.869 N/mm^2 bzw. – 3.843 N/mm^2 in der Randschicht vorliegen. Verantwortlich hierfür ist die hohe Rohdichte, die zu einer diff. Schwindung nach Gl. 4.24 von 0.31 %/% führt. Gleichzeitig wird im Modell von VOGEL der Schwindungsbeginn bei u = 30 % angenommen, so dass im Vergleich zum Spannungsmodell von WELLING, wo die differentielle Schwindung mit 0.25 %/% angenommen wurde und das Holz ab u = 26 % schwindet, höhere Trocknungsspannungen zu erwarten sind. Im Gegensatz zu VOGEL sagt das Modell von WELLING jedoch keine Spannungsumkehr in der Randzone vorher. Vielmehr bleibt bis zum Ende der Trocknung die Zugspannung in der äußeren Brettzone auf hohem Niveau erhalten.

Berechnet man die Holz-Ausgleichsfeuchte an der Brettoberfläche mit den Sorptionseigenschaften von *Aextoxicon punctatum*, so ergeben sich deutliche Unterschiede zwischen der mittleren Sorption und der primären Desorption. *Aextoxicon* weist sehr hohe Holz-Ausgleichsfeuchten und somit auch eine ausgeprägtere Hysterese auf, die jedoch bei ϑ = 63 °C nur einen maximalen Wert von ca 1 % Holzfeuchte erreicht. Die primäre Desorption, die mit einem einheitlichen Faktor aus der Desorptionsisotherme abgeleitet wird, führt dazu, dass die Holz-Ausgleichsfeuchte bei 63 °C statt mit 29.4 % mit 36.11 % berechnet wird. Diese Annahmen ergeben sich rein rechnerisch durch die Anwendung der Gleichungen in Übersicht 5.6 und stellen somit u.U. nicht die wahren Verhältnisse für *Aextoxicon* dar. Die Simulation mit diesen Sorptionseigenschaften zeigt daher exemplarisch, wie das Trocknungsverhalten für Holzarten mit hohen Ausgleichsfeuchten ausfallen könnte, deren primäre Desorptionsisotherme deutlich von der mittleren Sorptionsisotherme abweicht.

Wie in Abb. 7.9 zu sehen, wird für diesen Fall ein deutlicher Unterschied in der Holzfeuchte- und Spannungsentwicklung der Schicht 1 berechnet. Die Trocknungszeit verlängert sich von 745 Stunden auf 833 Stunden. Durch die Wahl des Sorptionsansatzes wird nicht die absolute Höhe der Trocknungsspannungen beeinflusst, sondern sie ist in Richtung der Zeitachse verschoben. Das Auftreten der maximalen Zugspannung verzögert sich um 88 Stunden. Die Holzfeuchte in Schicht 1 bleibt bei Anwendung der primären Desorptionsisotherme bis u = 35 % auf hohem Niveau und sinkt erst im Übergangsbereich bei steigender Temperatur und steigendem Trocknungsgefälle. Aufgrund der hohen Holzfeuchten in Schicht 1, die im ersten Abschnitt nicht unter 26 % fällt, bleiben die Trocknungsspannungen im Modell von VOGEL sehr gering. Mit dem Modell von WELLING treten bis zu diesem Zeitpunkt noch keine Trocknungsspannungen auf,

da der Schwindungsbeginn mit 26 % für diese Berechnung festgelegt wurde. Erst die weitere Trocknung führt zu deutlichen Feuchtedifferenzen im Brett, die einen raschen Anstieg der Trocknungsspannungen verursachen. Die Unterschiede zwischen den Modellen sind, wie schon zuvor, auch auf die unterschiedlichen Schwindungseigenschaften zurückzuführen. Die Spannungen von VOGEL werden mit einer differentiellen Schwindung von $d\beta_{tan.}/du = 0.336$ %/%, die zu einer Gesamtschwindung in tangentialer Richtung von $\beta_{tan.} = 10.08$ % führt, berechnet. Im Modell von WELLING werden in der Simulation demgegenüber die Werte $d\beta_{tan.}/du = 0.25$ %/% und $\beta_{tan.} = 6.5$ % verwendet. Wie schon bei der mit *Afzelia* bezeichneten Trocknung kommt es bei *Aextoxicon* nach dem Modell von WELLING nicht zu einer Spannungsumkehr in der Randzone. Die Zugspannungen bleiben bis zum Ende der Trocknung erhalten. Der prinzipiell gleiche Verlauf der Trocknungsspannungen zwischen *Afzelia* und *Aextoxicon* zeigt sich auch bei dem Modell von VOGEL, wo jedoch eine Spannungsumkehr und vergleichbar hohe Druckspannungen am Ende der Trocknungen vorhergesagt werden. Zu beachten ist, dass trotz der höheren Rohdichte von *Aextoxicon* die maximalen Zugspannungen in Schicht 1 in beiden Modellen niedriger ausfallen als bei *Afzelia*. Die Erklärung liegt in der geringeren Feuchtedifferenz im Brettquerschnitt bei *Aextoxicon*. Sowohl die mittlere als auch die maximale Feuchtedifferenz liegt bei *Aextoxicon* unter den Werten von *Afzelia*. Die Anwendung der primären Desorptionsisotherme verringert nochmals die Feuchtedifferenz im Brettquerschnitt und führt zu einer leichten Abnahme der berechneten Trocknungsspannungen.

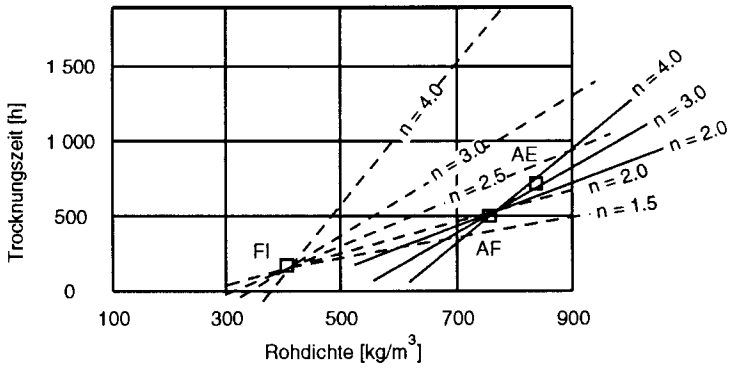
Aufgrund der ca. doppelt so großen Rohdichte von *Aextoxicon* ergibt sich bei gleicher Anfangs- und Endfeuchte auch eine ca. doppelt so große Wassermenge von 400 kg/m^3, die im Gegensatz zu *Fichte* verdunstet. Die hierfür benötigte Trockenzeit wächst um den Faktor 4.87 bei der Berechnung mit der mittleren Sorptionsisotherme und dem Faktor 5.44 bei Anwendung der primären Desorptionsisotherme. Entsprechend Kap. 3.1 kann die Trocknungszeit aus den Werten der Rohdichte abgeschätzt werden. Dabei wird das Verhältnis der Rohdichten mit einem Faktor zwischen 1.5 und 2.4 potenziert (vgl. Übersicht 3.4). Berechnet man den Exponenten aus den hier angewendeten Rohdichten und berechneten Trocknungszeiten für *Fichte*, *Afzelia* und *Aextoxicon*, so ergeben sich die in Tab. 7.7 angegebenen Exponenten. Bezieht man die Trocknungszeiten von *Afzelia* und *Aextoxicon* auf die Ergebnisse von *Fichte*, so ergibt sich aus den mit der Simulation berechneten Trocknungszeiten ein Exponent zwischen 1.94 und 2.32, der mit den Werten der Literatur gut übereinstimmt. Versucht man jedoch die Trocknungszeit von z.B. *Aextoxicon* aus den Ergebnissen von *Afzelia* abzuleiten, so ist das Verhältnis der Rohdichten mit

		Fl	AF	AE	
	r_2	410	760	850	850
	t	*(153)*	*(508)*	*(745)*	*(833)*
r_1					
410			1,94	2,17	2,32
760				3,42	4,42

$$\frac{t_1}{t_2} = \left(\frac{r_1}{r_2}\right)^n \Rightarrow n = \frac{\ln(t_1/t_2)}{\ln(r_1/r_2)}$$

mit r Rohdichte [kg/m^3]
t Trocknungszeit [h]

Tab. 7.7 Exponent für die Berechnung des Trocknungszeitfaktors Rohdichte berechnet aus den Trocknungszeiten der Simulation mit unterschiedlichen Rohdichten (s.a. Übersicht 3.4)



3.42 bzw. 4.42 zu potenzieren. Die Trocknungszeit von *Aextoxicon* verlängert sich im Gegensatz zu *Afzelia* demnach stärker, als es aus den Unterschieden zwischen den Rohdichten zu erwarten wäre. Die Berechnung des Rohdichtefaktors mit einem Exponenten n = 2.4 ergibt eine Trocknungszeit von 665 Stunden für *Aextoxicon* und liegt damit ca. 10 % unter dem Ergebnis der Simulation für *Afzelia*.

Da bei der Trocknung von *Aextoxicon* eine größere Wassermenge als bei *Afzelia* und *Fichte* entfernt wird, ist auch die während der Trocknung aufgenommene Masse Luft und das Volumen der aufgenommenen Außenluft am größten. Damit wächst auch der absolute Wärmebedarf für das Aufheizen des feuchten Holzes, der Erwärmung der Außenluft und der Verdampfung des Wassers. Im Vergleich zu *Fichte* und *Afzelia* steigt der Gesamtwärmebedarf entsprechend der Unterschiede zwischen den Rohdichten um 52 % bzw. 11 %. Die prozentualen Anteile der einzelnen Wärmemengen am Gesamtenergiebedarf zwischen den unterschiedlichen Simulationen ändert sich jedoch nicht. Für die Erwärmung des Holzes werden ca. 12 % verwendet. Weitere 17 % sind für die Erwärmung der Außenluft aufzubringen. Die Verdunstung des Wassers verbraucht mit 70 % die meiste thermische Energie. Nur 1.5 % der Gesamtenergie wird zur Überwindung der Bindungsenergie benötigt. Die spezifische Wärmemenge für die Trocknung von 1 kg Wasser ist somit unabhängig von der Rohdichte. Sie beträgt bei der Trocknung mit dem Durchschnittsplan von Nadelholz $Q_{spez.}$ = 3800 kJ/kg.

Der absolute Energieverbrauch wird im Wesentlichen durch die zu verdunstende Wassermasse bestimmt. Sie ergibt sich aus der Rohdichte des Holzes und der Anfangs- und Endfeuchte. Die Wahl des Trocknungsplans beeinflusst den Energieverbrauch durch die Differenz zwischen Innen und Außen des absoluten Wassergehaltes der Luft und der Lufttemperatur. Zeitabhängige Wärmeverluste werden bei der hier durchgeführten Simulation nicht berücksichtigt, so dass unterschiedliche Diffusionskoeffizienten und damit unterschiedliche Trocknungszeiten keinen Einfluss auf die Energieberechnung haben. Demgegenüber ist die Berechnung der Feuchteverteilung im Brettquerschnitt im Wesentlichen von der Beschreibung des Feuchtetransportes im Holz abhängig. Der Stofftransport durch die Grenzschicht an der Brettoberfläche spielt hierbei eine untergeordnete Rolle, da der Stoffübergang durch den Feuchtetransport in der äußersten Brettschicht begrenzt wird. Nur wenn man extreme Sorptionseigenschaften zur Beschreibung der Holz-Ausgleichsfeuchte an der Brettoberfläche unterstellt, wird in der Simulation ein Einfluss auf das Trocknungsverhalten sichtbar. Die Anwendung einer primären Desorptionsisotherme führt in der Anfangsphase der Trocknung zu höheren Holz-Ausgleichsfeuchten an der Brettoberfläche. Die äußere Brettschicht trocknet langsamer und die Feuchtegradienten sind geringer als bei der Simulation mit einer mittleren Sorption. Da sich die primäre Desorption unter 65 % rel. Luftfeuchte nur noch gering von der mittleren Sorption unterscheidet, werden im weiteren Trocknungsablauf bei rel. Luftfeuchten unter 65 % für beide Ansätze vergleichbare Holz-Ausgleichsfeuchten an der Brettoberfläche berechnet. Im Falle der primären Desorption sind die maximalen Feuchteunterschiede im Brett etwas geringer und werden zu einem späteren Zeitpunkt erreicht. Die berechneten Trocknungsspannungen sind nur zeitverschoben und weichen in den Maximalwerten nur gering voneinander ab. Besitzt eine Holzart vergleichbare Sorptionseigenschaften wie *Fichte* oder liegen sie noch darunter, so ist die Wahl, ob die Holz-Ausgleichsfeuchte an der Brettoberfläche aus einer primären Desorptionsisotherme oder einer mittleren Sorptionsisotherme abgeleitet wird, ohne Bedeutung auf die Feuchtesimulation.

Um zu klären, wie sich eine unterschiedliche Fasersättigungsfeuchte auf die Spannungsberechnung auswirkt, wurde bei weiteren Berechnungen der Schwindungsbeginn mit 14 % (*Afzelia sp.*) bzw. 35 % (*Aextoxicon punctatum*) angenommen. Diese Holz-Ausgleichsfeuchten ergeben sich aus Gl. 5.51 für eine rel. Luftfeuchte von 100 % und ϑ = 20 °C (s. Kap. 5.4 und Anhang 6).

Die anderen Parameter bleiben unverändert. Als differentielle Schwindung wurde der Wert $d\beta_{tan}/du = 0.25$ %/% beibehalten, so dass sich als tangentiale Schwindung für *Afzelia* $\beta_{tan} = 3.5\%$ und für *Aextoxicon* $\beta_{tan} = 8.75$ % ergibt. Mit dem Modell von WELLING ergibt sich für *Afzelia* eine maximale Zugspannung von $\sigma_{Max} = 0.77$ N/mm^2. Sie ist im Gegensatz zu den Berechnungen, wo der Schwindungsbeginn mit 26 % angenommen wurde, nur 1/3 so hoch. Der in Abb. 7.9 dargestellte Verlauf der Trocknungsspannungen ändert sich, indem erst nach 127 Stunden statt nach 18 Stunden Trocknungsspannungen auftreten. Das Spannungsmaximum wird nach 396 Stunden statt nach 155 Stunden erreicht. Wie schon bei der Berechnung mit einem Schwindungbeginn von 26 % (Tab. 7.6) weist die Schicht 1 im gesamten Trocknungsverlauf Zugspannungen auf. Sie beträgt am Ende der Trocknung noch $\sigma_1 = 0.740$ N/mm^2. Für *Aextoxicon* ergibt die Berechnung mit einem Schwindungsbeginn von 35 % statt 26 % eine Zunahme der maximalen Trocknungsspannung von ca. 5 % auf $\sigma_{Max} = 2.474$ N/mm^2 und einer Verringerung der Restspannungen um ca. 16 % auf $\sigma_1 = 1.871$ N/mm^2 für die Berechnungen mit der mittleren Sorptionsisotherme. Das Spannungsmaximum wird statt nach 280 Stunden schon nach 128 Stunden erreicht. Insgesamt treten durch den Schwindungsbeginn bei höherer Holzfeuchte die Trocknungsspannungen zu einem früheren Zeitpunkt auf. Wird für die Beschreibung der Holz-Ausgleichsfeuchte an der Brettoberfläche die primäre Desorption verwendet, ergibt sich bei *Aextoxicon* unabhängig vom Schwindungsbeginn die gleiche maximale Trocknungsspannung von $\sigma_{Max} = 1.93$ N/mm^2 nach 404 bzw. 339 Stunden. Demgegenüber sinken die Restspannungen bei einem früheren Schwindungsbeginn auf $\sigma_1 = 1.573$ N/mm^2. Eine allgemeine Aussage, wie sich der unterschiedliche Schwindungsbeginn auf die Berechnung der Trocknungsspannung auswirkt, kann daher nicht getroffen werden. Vielmehr hängt das Ergebnis auch von den anderen Modellparametern ab.

Es zeigt sich, dass sowohl der Schwindungsbeginn als auch das differentielle Schwindmaß für die Berechnung der Trocknungsspannungen von großer Bedeutung sind. Für eine zuverlässige Abschätzung der Trocknungsspannungen ist jedoch auch die Kenntnis der elastischen und rheologischen Eigenschaften quer zur Faser für die jeweilige Holzart unverzichtbar. Leider fehlen z.Z. noch genauere Angaben zu den im Spannungsmodell von WELLING benötigten Eigenschaften. Nur für die Holzart *Fichte*, *Buche* und *Mahagoni* sind derzeit vollständige Parametersätze vorhanden, so dass die Anwendung dieses Spannungsmodells auf wenige Holzarten mit ähnlichen Eigenschaften beschränkt ist.

8. Schlussbetrachtung und Zusammenfassung

Wissenschaftliche Untersuchungen zur Trocknung von Holz erfolgen seit ca. 100 Jahren, wobei schon sehr früh das Diffusionsgesetz zur Beschreibung des Trocknungsverhaltens verwendet wurde. Ziel war und ist es, unter Berücksichtigung der Holzeigenschaften, diejenigen Trocknungsbedingungen abzuleiten, die eine schnelle Trocknung ohne Trocknungsfehler erlauben. Gesucht wird das wirtschaftliche Optimum für die Trocknungssteuerung. Beschreibt man die Holztrocknung als Diffusion, so kann die Differentialgleichung unter Annahme eines konstanten Diffusionskoeffizienten durch eine FOURIER-Reihe beschrieben werden. Die hiermit berechneten Feuchteprofile und mittleren Entfeuchtungskurven stimmen gut mit den Experimenten von TUTTLE (1925) überein. Da zu dieser Zeit noch keine maschinelle Berechnung möglich war, wurde dieser Ansatz von KOLLMANN (1936 a) zu einer Trockenzeitformel vereinfacht, die es erlaubt, die mittlere Entfeuchtungskurve bzw. die Trocknungszeit mit einer Exponentialfunktion zu berechnen. Die verschiedenen Einflussgrößen auf die Trocknung werden hierbei durch Trocknungsbeiwerte bzw. Trocknungszeit-Faktoren berücksichtigt. Theoretische Überlegungen zum Trocknungsverlauf bei konstanten Trocknungsbedingungen führen zu normierten Trocknungskurven, in denen zwischen einem 1. und 2. Trocknungsabschnitt unterschieden wird. Sie werden heute mit Erfolg zur Beschreibung unterschiedlichster Trocknungsgüter eingesetzt. Da Holz heute in der Regel mit veränderlichen Trocknungsplänen getrocknet wird und die Unterscheidung zwischen den einzelnen Trocknungsabschnitten schwierig ist, wird diese Technik zur Beschreibung der Holztrocknung jedoch nur noch vereinzelt angewendet.

Der Entwicklung des Computers ist es zu verdanken, dass zur Lösung mathematischer Probleme heute in großem Umfang numerische Berechnungsverfahren angewendet werden. Die partielle Differentialgleichung, die die instationäre Diffusion nach dem 2. FICKschen-Gesetz beschreibt, wird u.a. gelöst, indem die Differentialgleichung durch eine Differenzengleichung ersetzt wird. Mit den Anfangs- und Randbedingungen ergibt sich ein Gleichungssystem, das den Feuchtetransport innerhalb des Holzes von Schicht zu Schicht und an der Phasengrenze von der Holzoberfläche zur Trocknerluft beschreibt und mit einem vereinfachten GAUSS-Algorithmus gelöst wird.

Bei der Modellierung der Holztrocknung mit dem Diffusionsgesetz bereitet die Formulierung des Transportkoeffizienten noch Schwierigkeiten. Er definiert, wie groß der Stoffstrom ist, der aufgrund des vorhandenen Feuchte- bzw. Dampfteildruckgefälles je Zeiteinheit transportiert wird. Üblicherweise wird hierfür heute ein effektiver Diffusionskoeffizient definiert, da man annimmt, dass der Stofftransport zum einen gasförmig im Porensystem des Holzes und zum anderen auch in flüssiger Form über der Zellwandoberfläche stattfindet. Die Bestimmung des Diffusionskoeffizienten von Wasserdampf in Holz erfolgt oft an kleinen Proben im stationären Versuch. Gleichzeitig kann der Diffusionskoeffizient auch aus instationären Trocknungsversuchen abgeleitet werden. In den Versuchen verschiedener Forscher wurden spezielle Diffusionskoeffizienten für die untersuchten Holzarten bestimmt. Gleichzeitig wurde versucht, aus den vorhandenen Daten einen allgemeinen Ansatz zur Beschreibung des Diffusionskoeffizienten für Holz abzuleiten, in dem der Einfluss der Holzart durch eine Rohdichtekorrektur berücksichtigt wird.

Ein Vergleich zwischen verschiedenen Untersuchungen zeigt eine große Bandbreite der ermittelten Diffusionskoeffizienten. Selbst für *Fichte* weichen die Werte extrem voneinander ab. Weitgehend gesichert scheint, dass der Diffusionskoeffizient mit der Temperatur und Holzfeuchte zunimmt und hohe Rohdichten die Diffusion von Wasserdampf verringern. Nach bisherigen Annahmen erreicht die Diffusion bei Fasersättigung ein Maximum, das mit steigender Holz-

feuchte wieder abnimmt. Rechnet man mit den verschiedenen Diffusionskoeffizienten die ebenfalls von den jeweiligen Autoren durchgeführten Trocknungen nach, so zeigt sich nur im Fall von EGNER (1934) eine gute Übereinstimmung zwischen Versuch und Simulation. Bei den anderen Untersuchungen weichen die simulierten mittleren Trocknungskurven deutlich von den Experimenten ab. Benutzt man für die Simulation die von SIAU (1971), KOPONEN (1987) und VOGEL (1989) vorgeschlagenen allgemeinen Diffusionsansätze für Holz, so verringert sich die Übereinstimmung noch weiter. In diesen Fällen erreichen sogar die einfachen Trockenzeitmodelle eine bessere Vorhersage der mittleren Entfeuchtungskurve.

Die heutigen Kenntnisse zur Beschreibung der Wasserdampfdiffusion in Holz reichen immer noch nicht aus, um das Trocknungsverhalten mit einem Diffusionsansatz hinreichend genau zu beschreiben. Da die Durchführung spezieller Diffusionsversuche an kleinen Proben sehr aufwendig ist und die Ergebnisse u.U. für die Beschreibung der Trocknung ganzer Bretter nicht geeignet sind, bietet es sich an, den Diffusionskoeffizienten entsprechend dem Vorgehen von EGNER (1934) aus realen Trocknungen abzuleiten. Aus den zu unterschiedlichen Zeiten bestimmten Feuchteprofilen im Brettquerschnitt kann der Diffusionskoeffizient abgeleitet werden. Die von EGNER durchgeführte grafische Differentation und Integration der Feuchteprofilkurve kann heute sehr leicht numerisch erfolgen, indem das Feuchteprofil durch eine mathematische Funktion ersetzt wird. Nach den bisherigen Beobachtungen eignen sich hierfür Potenzfunktionen. Für eine weitgehend zerstörungsfreie und kontinuierliche Ermittlung der Profilfeuchte lässt sich die elektrische Widerstandsmessung für Holzfeuchten unter Fasersättigung einsetzen. Ein entsprechendes Verfahren wurde von WELLING (1987, S 101) entwickelt. Hierbei werden mit 7 Elektroden 6 Schichtfeuchten im halben Brettquerschnitt gemessen. Möglicherweise kann die Anzahl der Elektroden auch reduziert werden. So zeigen die in dieser Arbeit durchgeführten Simulationsberechnungen mit den unterschiedlichsten Diffusionsansätzen, dass sich die Durchschnittsfeuchte fast im gesamten Trocknungsablauf in 1/5 Bretttiefe befindet. Kennt man die Oberflächenfeuchte, Durchschnittsfeuchte und die Holzfeuchte in Brettmitte, so wäre mit 3 Wertepaaren aufgrund der Symmetrie eine Potenzfunktion 4-ten Grades bestimmt, mit der sich die Feuchteverteilung über dem Brettquerschnitt als Funktion angeben lässt. Üblicherweise wird heute für die Trocknerregelung eine elektrische Holzfeuchtemessung in 2 Tiefen vorgenommen, die für eine Beschreibung der Feuchteverteilung im Brett herangezogen werden kann. Die Frage, inwieweit die Holz-Ausgleichsfeuchte der Trocknerluft die Holzfeuchte an der Brettoberfläche beschreibt, muss in weiteren Untersuchungen geklärt werden, da ohne einen Dampfteildruckgradienten zwischen Holzoberfläche und Kernströmung kein Stofftransport durch die Grenzschicht erfolgen kann. Möglicherweise ist aber die Vernachlässigung dieses Gradienten, die auch EGNER anwandte, für die Bestimmung des realen Diffusionskoeffizienten erlaubt.

Um die Trocknungsspannungen bei unterschiedlichen Trocknungsbedingungen abzuschätzen, ist eine genaue Vorhersage der Profilfeuchten unerlässlich. Leider reicht das in dieser Arbeit angewandte Differenzenverfahren zur Berechnung der Feuchteverteilung mit den allgemeinen Ansätzen zum Diffusionskoeffizienten hierfür noch nicht aus. Es sind weitere Anstrengungen nötig, um die Gesetzmäßigkeiten beim Feuchtetransport zu erkennen. Aufgrund der in der Literatur beschriebenen Trocknungsversuche kann vermutet werden, dass neben der mikroskopischen und makroskopischen Struktur und chemischen Zusammensetzung des Holzes auch die Trocknungsspannungen einen Einfluß auf den Feuchtetransport besitzen. Bei zukünftigen Untersuchungen sollte daher der Einfluss der Brettdicke auf das Entfeuchtungsverhalten berücksichtigt werden.

Für die Berechnung der Trocknungsspannungen werden in dieser Arbeit zwei unterschiedliche Modelle verwendet. Das Spannungsmodell von WELLING (1987) berücksichtigt das elastische, viskoelastische und plastische Verformungsverhalten von Holz durch Verwendung des BUR-

GER-Modells. Für seine Anwendung sind umfangreiche Holzkennwerte quer zur Faser nötig, die z.Z. nur für wenige Holzarten vorliegen. Um diesem Problem zu entgehen, leitet VOGEL die elastischen Eigenschaften und Schwindungswerte aus der Rohdichte ab. Gleichzeitig berücksichtigt er die Kriechvorgänge über einen Korrekturfaktor, so dass er ebenfalls mit diesem vereinfachten Modell eine Spannungsumkehr beschreiben kann. Da sowohl die Korrelationen zwischen Rohdichte einerseits und Schwindung, elastischen und rheologischen Eigenschaften andererseits nur gering ist, erhält man mit diesem Modellansatz nur grobe Schätzwerte, die nur für *Fichte* tendenziell mit den Ergebnissen des Modells von WELLING übereinstimmen.

Der dritte Bereich der Simulation ermittelt den Energiebedarf bei der Schnittholztrocknung, wobei in der Gesamtbilanz auf die Berechnung der Energiemengen zum Aufheizen des Trockners und zur Deckung von Wärmeverlusten durch die Trocknerwand sowie auf den Anteil der elektrischen Energie für die Lüftermotoren verzichtet wird. Es werden lediglich die thermischen Energiemengen für das Aufheizen des feuchten Holzes, zur Verdampfung der Holzfeuchte, zur Überwindung der Bindungsenergie und zur Erwärmung der Außenluft berücksichtigt. Ein Vergleich mit anderen Arbeiten der Literatur zeigt, dass hiermit 74 % bis 84 % der aufzuwendenden Wärmeenergie erfasst werden. Eine weitere Vereinfachung stellt die Annahme konstanter Außenluftbedingungen dar. Tages- und jahreszeitliche Schwankungen der Temperatur und rel. Luftfeuchte bleiben damit unberücksichtigt.

Um die Holztrocknung mit dem in dieser Arbeit angewandten Modell (Differenzengleichung für den eindimensionalen Stoff- und Wärmetransport) zu beschreiben, werden zahlreichen Eingangsgrößen benötigt, die sich in die Gruppen Modellparameter, Randbedingungen, Holzeigenschaften, Trocknungsbedingungen und Eigenschaften der Luft einteilen lassen. Ihre Herleitungen und mathematischen Formulierungen werden in dieser Arbeit ausführlich beschrieben. Neben dem Zusammenhang zwischen Rohdichte, Volumenschwindung, -quellung, *specific gravity* wird auf das Porenvolumen im Holz, die maximale Holzfeuchte, die Holzfeuchte im frischen Zustand und die Zellwanddichte eingegangen. Die differentielle Schwindung ist die entscheidende Größe für die Spannungsberechnung. Es wird untersucht, inwieweit die differentielle Schwindung aus der Rohdichte oder aus den Angaben zur Volumenschwindung bzw. den Werten zur Gesamtschwindung in radialer und tangentialer Richtung abgeleitet werden kann. In diesem Zusammenhang ist auch die Fasersättigungsfeuchte von Bedeutung, die mit einem Sorptionsansatz von HART (1981) für die unterschiedlichen Holzarten geschätzt wird. Das Kapitel über die Sorptionseigenschaften stellt die verschiedenen mathematischen Ansätze der Literatur vor. Ein Vergleich mit Tabellen und Grafiken der Literatur, die im Wesentlichen auf Messwerten von *Fichte* beruhen, zeigt eine gute Übereinstimmung mit dem Modell von HAILWOOD-HORROBIN (1946). Die Beschreibung der Sorptionseigenschaften unterschiedlichster Hölzer mit dem Ansatz von HART (1981) und eine anschließende statistische Auswertung bestätigen, dass *Fichte* gut geeignet ist, das Sorptionsverhalten von Holz im Durchschnitt zu beschreiben. Es ist jedoch festzuhalten, dass die Holzart einen ebenso großen Einfluss wie die Temperatur auf die Holz-Ausgleichsfeuchte besitzt und somit eigentlich bei der Beschreibung der Sorptionseigenschaften berücksichtigt werden sollte.

Wendet man bei der Trocknungssimulation die unterschiedlichen Sorptionseigenschaften der Hölzer an, so wird die Feuchteverteilung und die anschließende Spannungsberechnung hiervon jedoch nur gering beeinflusst. In der Simulation reicht es i.d.R. aus, die Sorptionseigenschaften von Holz mit dem allgemeinen Ansatz von HAILWOOD-HORROBIN zu beschreiben. In diesem Zusammenhang ist auch der Einfluss der Hysterese und der primären Desorption zu vernachlässigen, für die aus den Literaturangaben eine mathematische Beschreibung abgeleitet wird. Die Bindungsenthalpie, die bei der Formulierung der Randbedingungen und den Energie-

berechnungen verwendet wird, lässt sich ausreichend genau mit einer empirischen Formel beschreiben. Sie stimmen gut mit den Werten überein, die aus Sorptionsisothermen abgeleitet werden können. Die Berechnung der Temperaturverteilung im Brettquerschnitt erfordert die Angabe einer Temperaturleitzahl, die ähnlich dem Proportionalitätsfaktor Diffusionskoeffizient, den Temperaturausgleich infolge einer Temperaturdifferenz beschreibt. Sie wird aus den Angaben zur spezifischen Wärme, Wärmeleitfähigkeit und Rohdichte berechnet, wobei der Holzfeuchte- und Temperatureinfluss berücksichtigt wird. Die im Spannungsmodell benötigten Eigenschaften sind der Arbeit von WELLING entnommen und hier nochmals wiedergegeben.

Neben den Holzeigenschaften wird der Trocknungsvorgang wesentlich durch die Wahl der Trocknungsbedingungen beeinflusst. Aus den zahlreichen Angaben der Literatur werden die holzfeuchteabhängigen Trocknungspläne von PRATT (1974) und BRUNNER-HILDEBRAND (1987) ausgewertet. Die Pläne von PRATT beschreiben die Trocknungsbedingungen durch Trocken- und Feuchttemperatur eines Psychrometers. Demgegenüber ist bei BRUNNER-HILDEBRAND die Trocknung nach dem Trocknungsgefälle zu steuern. Für eine Gegenüberstellung dieser Trocknungspläne ist es erforderlich, die unterschiedlichen Angaben zum Luftzustand ineinander umzurechnen. Bei gegebener Temperatur ist der Luftzustand durch eine weitere Größe, z.B. die Feuchttemperatur, die rel. Luftfeuchte, den abs. Wassergehalt, die Enthalpie oder die Holz-Ausgleichsfeuchte eindeutig bestimmt. Für den Zusammenhang zwischen rel. Luftfeuchte und Holz-Ausgleichsfeuchte wird auf die Ausführungen zum Sorptionsgleichgewicht des Holzes zurückgegriffen. Eine Umrechnung von Psychrometerangaben in rel. Luftfeuchtewerte gelingt durch Anwendung empirischer Formeln für den Sättigungsdampfdruck und den Dampfteildruck. Ein Vergleich der in der Literatur angegebenen Ansätze ergibt, dass der Sättigungsdampfdruck bis 100 °C gut mit einer einfachen ANTIONE-Gleichungen beschrieben werden kann. Die unterschiedlichen Psychrometerformeln sind ebenfalls für Temperaturen bis 100 °C alle geeignet, die rel. Luftfeuchte auf durchschnittlich 1 % genau zu berechnen. So kann die SPRUNGsche Formel in gleicher Weise, wie Formeln, die den Verdunstungsvorgang am Feuchtthermometer mit dem MOLLIER-hY-Diagramm beschreiben, für die Umrechnung verwendet werden.

Obwohl die Beschreibung des Diffusionskoeffizienten noch große Unsicherheiten aufweist und damit die Feuchteentwicklung, die Spannungsberechnung und die Ermittlung des Energieverbrauchs u.U. von Ergebnissen in der Praxis abweicht, wurden mit dem Modell die Auswirkungen unterschiedlicher Trocknungsbedingungen berechnet. Zwischen extrem „milden" und „scharfen" Trocknungsplänen, wie sie z.B. bei PRATT (1974) angegeben sind, unterscheidet sich die Trocknungszeit bis zu einem Verhältnis von 2.5 : 1. Kürzere Trocknungszeiten mit „schärferen" Trocknungsbedingungen werden begleitet von steileren Feuchtegradienten im Brettquerschnitt und höheren Zugspannungen in der äußersten Brettschicht. Tendenziell sinkt die Gefahr von Oberflächenrissen bei Trocknungen, bei denen am Anfang mit hohen rel. Luftfeuchten getrocknet wird. Die Unterschiede sind jedoch nicht so ausgeprägt wie erwartet. Erst wenn die Anwendbarkeit der Spannungsmodelle durch weitere Experimente bestätigt wird und die Frage der maximal zulässigen Zugspannung eindeutig geklärt ist, können die Spannungsberechnungen in der vorliegenden Form helfen, die Trocknungspläne im Hinblick auf die Vermeidung von Oberflächenrissen zu optimieren. Es bleibt anzumerken, dass die Modelle von WELLING und VOGEL in ihren absoluten Spannungswerten deutlich voneinander abweichen.

Die Wahl des Trocknungsplans wirkt sich auch auf den Energieverbrauch aus, da sich die Masse der aufzunehmenden Außenluft verändert. Gleichzeitig wird über die Trocknungstemperatur die Energie zum Aufheizen des Holzes beeinflusst. Bezogen auf die Gesamtenergie führt der „scharfe" Plan gegenüber dem „milden" Plan zu einer Verringerung des Gesamtenergiebedarfs

von 3 % bis 7 %. Die tatsächlichen Unterschiede dürften jedoch noch deutlich höher liegen, da bei den hier durchgeführten Simulationen zeitabhängige Wärmeverluste durch die Trocknerwand, -decke und -boden nicht erfasst werden.

Zusammenfassend zeigt diese Arbeit, dass die Modelle das reale System der Konvektionstrocknung von Schnittholz nur annähernd beschreiben. Die hier vorgestellte Simulation ist in dieser Form noch nicht als Mittel zur Kontrolle und Prozessoptimierung geeignet, wozu auch die große Variabilität der Holzeigenschaften beiträgt. Sie kann jedoch trotz ihrer Vereinfachungen den Trocknungsvorgang prinzipiell beschreiben und eignet sich somit zumindest für Schulungszwecke. Mit der Simulation werden Experimente nicht überflüssig. Die Simulation kann jedoch helfen, Fragestellungen zu definieren und so den Aufwand und die Zeit für Untersuchungen zu verkürzen. Die heute in neueren Arbeiten vorgestellten Modelle, die die Trocknung als dreidimensionales Problem beschreiben, indem die Trocknung über die Hirnflächen und Seitenkanten berücksichtigt wird, geben den Trocknungsvorgang realistischer wieder als das hier vorgestellte eindimensionale Modell. Ob hiermit allerdings eine entscheidende Verbesserung in der Vorhersage gelingt, bleibt fraglich. Denn auch hier wird das Ergebnis entscheidend durch die Wahl der Transportkoeffizienten bestimmt. Erst wenn es gelingt, den Feuchtetransport im Holz durch physikalische Gesetzmäßigkeiten besser zu beschreiben und weitere Grundlagen im Zusammenhang mit der Spannungsentwicklung im Holz geklärt sind, kann das Trocknungsverhalten bei unterchiedlichen Trocknungsbedingungen zuverlässig abgeschätzt werden.

9. Literatur

A

D. Aléon (2002)

Beech drying with light color, without stain and without residual stresses
COST E 15 Workshop: Wood drying, 2002, 29. May - 1. June, Santiago de Compostella, Spain

R. Andersson (1955)

Wärmebedarf bei der künstlichen Holztrocknung unter Berücksichtigung der Wärmerückgewinnung bei der kontinuierlichen Trocknung
Holz als Roh- und Werkstoff 13(1955)7, 258-266

J. C. Ashworth (1977)

The mathematical simulation of Batch-Drying of softwood timber
Ph.D. thesis University Canterbury, Department of Chemical Engineering, New Sealand

B

M. Babiak, M. Pavlikova, J. Jokel (1986) zit. in: R. Vogel (1988)

Modelling of the transport of water in wood
in: International Symposium "Lignoautomatica '86, Preprints - Bratislava, S. 77-81

H. D. Baehr (1992)

Thermodynamik - Ein Einführung in die Grundlagen und ihre technische Anwendung, 8. Auflage
Springer Verlag, Berlin..

H. Bauer, D. Sucker (1976) zit. in: F. Hell (1982)

Stoff- und Wärmeübergang an umströmten Platten, Zylindern und Kugeln
Chemie-Ingenieur-Technik 48(1976), 737-741

R. G. Bateson (1951)

Timber drying and the behaviour of seasoned timber in use, 3rd Edition
Lockwood & Son LTD., London

B. Becker, R. Kommert (1989)

Die Veränderung des Anisotropiefaktors unterhalb Fasersättigung bei Gemeiner Fichte *(Picea abies L. Karst.)* und Stiel-Eiche *(Quercus robur L.)*
Holztechnologie 30(1989), 15-17

C. Behnke (1997)

Prozeßmodell Vakuumschnittholztrockner
Diss. Technische Universität Dresden, Fakultät für Maschinenwesen

W. Bergmann (1989)

Werkstofftechnik - Teil 1, Grundlagen, 2. Auflage
Carl Hanser Verlag, München, Wien

W. Blanke (1989)

Kap. 2: Thermophysikalische Stoffgrößen
in: **U. Grigull (1989)**
Thermodynamische Eigenschaften von Gasen, Wasser und Wasserdampf
in der Reihe: Wärme- und Stoffübertragung
Springer Verlag, Berlin..

J. Bodig, B. A. Jayne (1982)

Mechanics of wood and wood composites
Van Nostrand Reinhold Company, New York

F. B. Bodmar, B. Tilger (1922)

Konservierung des Holzes in Theorie u nd Praxis
Verlagbuchhandlung Paul Parey, Berlin

R. S. Boone, C. J. Kozlik, P. J. Bois, E. M. Wengert (1988)

Dry Kiln Schedules for Commercial Woods - Temperate and Tropical
General Technical Report FPL-GTR-57
Forest Service, Fortest Products Laboratory, United States Department of Agriculture

G. Bramhall, R. W. Wellwood (1976)

Kiln drying of western Canadian lumber
Information Report VP-X-159, Canadian Forestry Service, Western Forest Products Laboratory

R. S. Brokaw (1969)

Predicting transport properties of dilute gases
Industrial and Engineering Chemistry, Process Design and Development 8(1969), 240-253

L. A. Bromley, C. R. Wilke (1951)

Viskosity behaviour of gases
Industrial and Engineering Chemistry 43(1951), 1641-1648

Brunner-Hildebrand (1987)

Die Schnittholztrocknung, 5. Auflage
Dipl. Ing. R. Brunner GmbH, Ronnenberg
Buchdruckerwerkstätten Hannover GmbH

C

J. S. Cammerer (1962)

Der Wärme- und Kälteschutz in der Industrie, 4. Auflage
Springer Verlag, Berlin, Göttingen, Heidelberg

G. S. Campbell (o.A.)

Index of Kiln Drying Schedules for Timbers dried in Australia
Division fo Forest Products, Clayton, Victoria (CSIRO)

W. H. Carrier (1911) zit. in: W. Häussler (1963)

Rational Psychrometric Formulae
American Society of Mechanical Engineers, Transactions 333(1911), 1005-10053

M. Y. Cech, F. Pfaff (1977)

Kiln operators manual for Eastern Canada
Report OPX 192 E, Eastern Forest Products Laboratory, Ottawa

M. Chichignoud, G. Deon, P. Detinenne, B. Parant, Ü. Vantomme (1990) zit in: Simpson, Sagoe (1991)

Tropical timber atlas of Latin America
International Tropical Timber Organisation, Yokohama, Japan, and
Technique Forestier Tropical , Nogent-Sur-Marne Cedex, France

S. W. Churchill(1982) zit. in: J. Rheinländer (1988)

A correlation equation for almost everything
Thornton, Etaner Press

S. W. Churchill, H. H. Chu (1975) zit. in: J. Rheinländer (1988) und N. Elsner, Fischer, Huhn (1993)

Correlation equations for laminar and turbulent free convection from a vertical plate
International Journal of Heat and Mass Transfer 18(1975), 1323-1329

D

O. Dahlblom, H. Petersson, S. Ormarsson (2001)

Full 3-D FEM-Simulation of drying distortions in Spruce boards on experimental studies
7th International IUFRO Wood Drying Conference, July 9-13, 2001, Tsukuba, Japan, S. 246-251

I. Demirdzic, P. Kaludjercic (1978)

Über den Einfluß des Lewis-Faktors auf die Genauigkeit der Feuchtemessung mit Psychrometern
Technischen Messen atm (1978), 7/8, 283-285

Deutscher Wetterdienst DWD (1978)

Aspirations-Psychrometer-Tafeln, 6. Auflage
Friedrich Vieweg & Sohn, Braunschweig, Wiesbaden

C. Dietl (1995)

Numerische und experimentelle Untersuchungen zum Trocknungsverhalten kapillarporöser, hygroskopischer Stoffe
Diss. Technische Universität München, Lehrstuhl für Thermodynamik, Lehrstuhl für Haustechnik und Bauphysik
erschienen als: Fortschritt-Bereicht VDI, Reihe 3: Verfahrenstechnik, Nr. 393
VDI Verlag, Düsseldorf

V. Dorsch (1996)

Zur Anwendung und Numerik elastisch-plastischer Stoffgesetze
Bericht aus dem Institut für Mechanik der Universität Hannover
in der Reihe: Prozeßsimulation in der Umformtechnik, PSU, Band 9, Hrsg. K. Lange
Springer Verlag, Berlin

H. Drewes (1983)

Näherungsgleichung zur Berechnung der Holz-Ausgleichsfeuchte aus Temperatur und rel. Luftfeuchte des Umgebungsklimas; anwendbar auch auf Holzwerkstoffe
WKI-Kurzbericht Nr. 31/1983, Braunschweig

H. Drewes (1985)

Ausgleichsfeuchte von Holzwerkstoffen für das Bauwesen
Holz als Roh- und Werkstoff 43(1985), 97-103

H. Dubbel (1949)

Taschenbuch für den Maschinenbau, 10. Auflage
Springer Verlag, Berlin, Göttingen, Heidelberg

F. Dunlap (1912) zit. in: Skaar (1972) und Kollmann (1951)

The specific heat of wood
Forest Service, Bull. No. 110, U.S. Department of Agriculture, Washington D.C.

S. Dushmann, J. M. Lafferty, (1962) Editor, zit. in: Siau (1984)

Scientific foundations of vacuum technique
Wiley, New York

E

H. Ebert (o.A.)

Hygrometrie - Zahlentafeln und Diagramme zum Gebrauch beim Messen und Konstanthalten der Feuchtigkeit(Kap. 472)
in: **Landolt-Börnstein (1967)** Hrsg. H. Borchers, H. Hansen, K. H. Hellwege, K. Schäfer, E. Schmidt
Zahlenwerte und Funktionen aus Physik • Chemie • Astronomie • Geophysik • Technik
Band IV: Technik / Teil 4a Wärmetechnik, 6. Auflage
Wärmetechnische Meßverfahren - Thermodynamische Eigenschaften homogener Stoffe
Springer Verlag, Berlin..

H. Ebert, A. Pfeiffer (1928)

Das Aspirationspsychrometer III
Zeitschrift für Physik 46(1928), 420-426

H. Ebert, A. Pfeiffer (1933)

Über die Wirkungsweise des Psychrometers und ihre Erklärung
Gesundheits-Ingenieur 56(1933)10, 109-114

K. Egner (1934)

Beiträge zur Kenntnis der Feuchtebewegung in Hölzern, vor allem in Fichtenholz, bei der Trocknung unterhalb des Fasersättigungspunktes
Forschungsberichte Holz, Heft 2
Mitteilung des Fachausschusses für Holzfragen beim VDI
VDI-Verlag GmbH, Berlin NW 7

Eisenmann (o.A.)

Kleiner Holztrocknungskurs, 14. Auflage
Hrsg. Eisenmann KG, Maschinenbau-Gesellschaft, Stuttgart-Gaisburg

N. Elsner, A. Dittmann (1993)

Grundlagen der technischen Thermodynamik, 8. Auflage
Band 1: Energielehre und Stoffverhalten
Akademie Verlag GmbH, Berlin

N. Elsner, S. Fischer, J. Huhn (1993)

Grundlagen der Technischen Thermodynamik
Band 2: Wärmeübertragung
Akademie Verlag GmbH, Berlin

G. Engeln-Müllges, F. Reutter (1991)

Formelsammlung zur Numerischen Mathematik mit Turbo-Pascal-Programmen, 3. Auflage
Turbo Pascal Programme von: **A. Becker, J. Dietel**
BI-Wissenschaftsverlag (Bibliographisches Institut & F.A. Brockhaus AG), Mannheim, Wien, Zürich

H. Ernst (1984)

Numerische Methoden für den Kleincomputer, Band I
W.-D. Luther Verlag, Sprendlingen

F

W. Fabricus (1933)

Die Berechnung der Trocknungsdauer
VDI-Verlag, Berlin

F. Fessel (1949)

Holz-Trockenkammern. Richtlinien für den Bau
in der Reihe: Merkhefte der Deutschen Gesellschaft für Holzforschung
Hrsg. Deutsche Gesellschaft für Holzforschung (DGfH), Stuttgart

F. R. Fuchs (1963)

Untersuchungen über den Einfluss von Temperatur und Holzfeuchtigkeit auf die elastischen Eigenschaften und plastischen Formänderungen von Buchenholz bei Zug- und Druckbelastung
Diss. Universität Hamburg, Fachbereich Mathematik

G

W. F. Gard, M. Riepen (2002)

Novel drying technique for European Beech
COST E 15 Workshop: Wood drying, 2002, 29. May - 1. June, Santiago de Compostella, Spain

E. Gerstedter (1976)

Untersuchungen über die Ausbildung von Schwind-Zugspannungen im Holz bei mechanischer Schwindungsbehinderung
Diss. Universität Hamburg, Fachbereich Biologie

L. Glijer, M. Matejak, J. Osipiuk (1984) zit. in: R. Vogel (1989)

Teoria i technika suszenia drewna
Warzawa

V. Gnielinski (1975) zit. in: Hell (1982)

Berechnung mittlerer Wärme- und Stoffübertragungskoeffizienten an laminar und turbulent überströmten Einzelkörpern mit Hilfe einer einheitlichen Gleichung
Forschung auf dem Gebiet des Ingenieurwesens 41(1975)5, 145-153

V. Gnielinski (1988)

Wärmeübertragung bei erzwungener Strömung
VDI-Wärmeatlas, 8. Auflage, Abschnitt Ga

V. Gnielinski, A. Mersmann, F. Thuner (1993)

Verdampfung, Kristallisation, Trocknung
in der Reihe: Lehrbuch Chemie + Technik
Friedrich Vieweg & Sohn Verlagsgesellschaft mbH, Braunschweig, Wiesbaden

H. Göldner, F. Holzweißig (1989)

Leitfaden der Technischen Mechanik für Studenten an Technischen Hochschulen und Ingenieurhochschulen • Statik • Festigkeitslehre • Kiniematik • Dynamik, 11. Auflage
VEB Fachbuchverlag, Leipzig

H. Gottwald (1988)

Handelshölzer
Ferdinand Holzmann Verlag, Hamburg

M. Goulet (1960)

Die Abhängigkeit der Querzugfestigkeit von Feuchtigkeit und Temperatur
Holz als Roh- und Werkstoff 18(1960), 325-331

O. Graf, K. Egner (1934)

Versuche über die Eigenschaften der Hölzer nach der Trocknung. Teil III
Mitteilungen des Fachausschusses für Holzfragen
VDI Verlag GmbH, Düsseldorf

W. L. Greenhill (1939) zit. in T. Tuomola (1943)

A note on the measurement of relative humidity with reference to paper-testing rooms
Div. of Forest Products, No. 68, Repr.

D. Greubel, H. Drewes (1987)

Ermittlung der Sorptionsisothermen von Holzwerkstoffen bei verschiedenen Temperaturen mit einem neue Messverfahren
Holz als Roh- und Werkstoff 45(1987), 289-295

H

W. Häussler (1963)

Vorschläge zur Vereinheitlichung der Klimadiagramme (Psychrometertafeln)
Heiz.- Lüft.- Haustechnik 14(1963)4, 114-118

W. Häussler (1965)

Die Auswertung von Feuchtigkeitsmessungen in einem vereinfachten Mollier-i,x-Diagramm
Kältetechnik 17(1965)2, 52-62

W. Häussler (1973)

Lufttechnische Berechnungen im Mollier-i,x-Diagramm, 2. Auflage
in der Reihe: Wärmelehre und Wärmewirtschaft in Einzeldarstellungen
Verlag Theodor Steinkopff, Dresden

A. J. Hailwood, S. Horrobin (1946)

Absorption of water by polymers: analysis in terms of a simple model.
Transactions of the Faraday Society, London 42B(1946), 84-102

O. P. Hansen (1988)

Contemporary timber drying
Hrsg. TRADA, Timber Research Development Assosiation,
Stocking Lane, Hughenden Valley, High Wycombe, Buckinghamshire HP 14 4ND

C. A. Hart (1981)

Simsor: A computer simulation of water sorption in wood
Wood and Fiber 13(1981)1, 46-71

R. Hauenschild (1985)

Der Einfluß der luft- und wasserseitigen Wärme und Stoffübertragungsverhältnisse auf die Verdunstungskühlung in Nasskühltürmen
Diss. Technische Universität Braunschweig, Fakultät für Maschinenbau und Elektrotechnik

P. Haupt (1977)

Viskoelastizität und Plastizität – Thermomechanisch konsistente Materialgleichungen
in der Reihe: Ingenieurwissenschaftliche Bibliothek
Springer Verlag, Berlin

L. F. Hawley (1931)

Wood-liquid relations
Technical Bulletin No. 248, U. S. Department of Agriculture

F. Hell (1982)

Grundlagen der Wärmeübertragung, 3. Auflage
VDI-Verlag GmbH, Düsseldorf

R. F. S. Hearmon, J. N. Burcham (1954) zit. in: Skaar (1972)

Specific heat and heat of wetting of wood
Nature 178:978

H. L. Henderson (1951)

Air Seasoning and kiln drying of wood, 5th Edition,
Albany, New York

W. Herma (o.A.)

ABC der Holztrocknung
Hrsg. R. Hildebrand Maschinenbau GmbH, Oberboihingen
Hans Rösler Verlag, Bad Wörishofen

H. Herwig (1997)

Kritische Anmerkungen zu einem weitverbreiteten Konzept: der Wärmeübergangskoeffizient σ
Forsch. Ingenieurwes. 63(1997), 13-17

N. C. Higgins (1957)

The equilibrium moisture content - relative humidity relationship of selected native and foreign woods
Forest Products Journal 7(1957)10, 371-377

Hildebrand (o.A.)

Graphische Hilfstabellen für die Holztrocknung
Hrsg. R. Hildebrand Maschinenbau GmbH, Nuertingen

M. Hirsch (1927)

Die Holz-Trockentafeln der Forstdienst-Abteilung des Landwirtschaftlichen Ministeriums der Vereinigten Staaten von Amerika
Gesundheitsingenieur 50(1927)34, 620-624
Gesundheitsingenieur 53(1930)10, 151

R. A. Hooks (1977)

Drying of British wood
Hrsg. Timber Research and Development Association TRADA

I

B. Ilscher (1990)

Werkstoffwissenschaften – Eigenschaften, Vorgänge, Technologien, 2. Auflage
Springer Verlag, Berlin

J

W. Janik (1954)

Leitfaden der künstlichen Holztrocknung
Fachbuchverlag GmbH, Leipzig
Hrsg. Institut für Holztechnologie und Faserstoffe, Dresden

W. Janik (1960)

Handbuch der Holztrocknung
Fachbuchverlag, Leipzig

J. H. Jenkins, F. W. Guernsey (1954) zit. in: M. Salamon (1975)

The kiln-drying of British Columbia lumber
Can. Dep. North. Aff. Natl. Resour. For. Branch Bull. 111.

F. Jokisch (1975)

Über den Stofftransport im hygroskopischen Feuchtebereich kapillarporöser Stoffe am Beispiel des Wasserdampftransports in technischen Adsorbentien
Diss. Technische Universität Darmstadt, Fachbereich Maschinenbau

D. D. Johnston, R. H. Wynands (1958)

Determination of moisture in timber - a comparison of elektrical resistance and ovendry methods
Wood 23(1958), 458-462

K

S. Kamei (1937) zit. in: Krischer, Kast, 1978

Untersuchungen über die Trocknung fester Stoffe
Bd. III Memoirs of the College of Engineering, Kyoto Imperial University, Vol X(1937), 65-115

F. A. Kamke, M. Vanek (1992)

Critical review of wood drying models: Plan of study
in: *3rd IUFRO Wood Drying Conference, Viena, Austria, August 18-21*

F. A. Kamke, M. Vanek (1994)

Comparison of wood drying models
in: *4th IUFRO Wood drying conference, Rotoua, New Sealand, August 9-13,*

S. N. Kapur (1934)

A manual on the air seasoning of Indian timbers
Manager of Publications, Dehli

W. Kast (1972)

Zur Frage der Analogie zwischen Wärme- und Stoffaustausch
Wärme- und Stoffübertragung 5(1972), 15-21

W. Kast, L. Flaschner (1948)

Eine röntgenographische Methode zur Bestimmung des Verhältnisses von kristalliner und amorpher Substanzen in Zellulosefasern
Kolloid-Zeitschrift – Zeitschrift für neue und angewandte Kolloidwissenschaft, 111(1948)2, 6-15

W. Kast, O. Krischer, H. Reinicke, K. Wintermantel (1974)

Konvektive Wärme- und Stoffübertragung
Einheitliche Darstellung für durchströmte Kanäle und umströmte Körper beliebiger Gestalt und Anordnung
Springer Verlag, Berlin Heidelberg, NewYork

F. Kayihan, A. Stanish (1984)

Wood particel drying - a mathematical modell with experimental evaluation
in: **A. S. Mujumdar (1984)** - *Drying '84, S. 330 -347*
Hemisphere Publ. Corp., New York

R. B. Keey, T. A. G. Langrish, J. C. F. Walker (1999)

Kiln-drying of lumber
Series in wood science
Springer Verlag, Berlin,..

J. Kerstin, J. W. Whitelaw (1964)

The viskosity of dry and humid air
International. Journal of Heat and Mass Transfer 7(1964)11, 1641-1648

R. Keylwerth (1944/45)

Das Schwinden und seine Beziehung zu Rohwichte und Aufbau des Holzes
Holz als Roh- und Werkstoff 7(1944/45)1/3, 7-21

R. Keylwerth (1949)

Einfache Kontrollmessung bei der Holztrocknung
Holz-Zentralblatt (1949)26, 307-309

R. Keylwerth (1950)

Das Trocknungsgefälle und die Steuerung der Holztrockenanlagen
Holz-Zentralblatt 76(1950)36, S. 375

R. Keylwerth (1951)

Die Kammertrocknung von Schnittholz, Betriebsblatt 1
Holz als Roh- und Werkstoff 9(1951)7, 289-292
Mitteilung der Bundesforschungsanstalt für Forst- und Holzwirtschaft, Reinbeck, Institut für Holzphysik und mechanische Holztechnologie

R. Keylwerth (1964)

Untersuchungen über freie und behinderte Quellung - Vierte Mitteilung:
Untersuchungen über den Quellungsverlauf und die Feuchtigkeitsabhängigkeit der Rohdichte von Hölzern
Holz als Roh- und Werkstoff 22(1964)7, 255-258

R. Keylwerth (1968)

Dimensionsstabile Holzarten
Holz als Roh- und Werkstoff 26(1968)11, 413-416

R. Keylwerth (1969)

Praktische Untersuchungen zum Holzfeuchte-Gleichgewicht
Holz als Roh- und Werkstoff 27(1969), 285-290

R. Keylwerth, D. Noack (1964)

Die Kammertrocknung von Schnittholz, Betriebsblatt 1, Neufassung
Holz als Roh- und Werkstoff 22(1964)1, 29-36
Mitteilung der Bundesforschungsanstalt für Forts- und Holzwirtschaft, Reinbeck, Institut für Holzphysik und mechanische Holztechnologie

J. A. Kininmonth, D. H. Williams (1974)

Kiln schedules for New Zealand timbers
NZ Forsest Service Information Series 69, Wellington, FS.

H. Klopfer (1974)

Wassertransport durch Diffusion in Feststoffen insbesondere in Baustoffen, Kunststoffen, Beschichtungen
Bauverlag GmbH, Wiesbaden, Berlin

F. Kneule (1975)

Das Trocknen, 3. Auflage
in der Reihe:
Grundlagen der chemischen Technik – Verfahrenstechnik der chemischen und verwandter Industrien
Verlag Sauerländer Aarau, Frankfurt am Main

P. Koch (1969) zit. in: Skaar (1972)

Specific heat of ovendry spruce pine and bark
Wood Science 1(1969)4, 203-214

A. Koehler (1924) zit. in: F. Kollmann, 1951, S. 335

The properties of wood
New York

F. Kollmann (1932 a)

Die Abhängigkeit der Trocknungsgeschwindigkeit des Holzes vom Raumgewicht und der Struktur
Diss. Technische Universität Berlin
erschienen in:
Forschungsberichte Holz - Heft 1 - VDI-Verlag, Berlin

F. Kollmann (1932 b)

Künstliche Holztrocknung und Holzlagerung
AWF Ausschuß für wirtschaftliche Fertigung, Merkheft Nr. 250,
Beuth Verlag GmbH, Berlin

F. Kollmann (1934)

Holzgewicht und Feuchtigkeit
Zeitschrift des Vereins Deutscher Ingenieure 78(1934)48, 1399-1401

F. Kollmann (1935 a)

Rechnerische Verfolgung der künstlichen Holztrocknung
Forschung auf dem Gebiet des Ingenieurwesens 6(1935)4, 169-174

F.Kollmann (1935 b)

Der Wärmeverbrauch bei der künstlichen Holztrocknung
Mitteilung aus dem Preuß. Holzforschungsinstitut Eberswalde, Mechanisch-technologische Abteilung
Archiv der Wärmewirtschaft und Dampfkesselwesen 16(1935)12, 329-335

F. Kollmann (1936 a)

Ein neues Verfahren zur Berechnung der Trockenzeit am Beispiel der Holztrocknung
Forschung auf dem Gebiet des Ingenieurwesens 7(1936)3, 113-116

F. Kollmann (1936 b)

Ein Sonderrechenstab zur Berechnung der Trockenzeit bei der künstlichen Trocknung
Ausschuss für wirtschaftliche Fertigung, AWF-Mitteilung 18(1936)5, 53-55

F. Kollmann (1941)

Künstliche Holztrocknung und Holzlagerung, 2. Auflage
in der Reihe: Holzbearbeitung, Band 1
Hrsg. Reichsausschuß für wirtschaftliche Fertigung (AWF) beim
Reichskuratorium für Wirtschaftlichkeit (RKW), B.G. Teubner Verlag, Leizpig, Berlin
Beilage: AWF 55 - Künstliches Trocknen von Holz (Kleintrockenanlagen) Betriebsblatt

F. Kollmann (1951)

Technologie des Holzes und der Holzwerkstoffe, Erster Band, 2. Auflage
Springer Verlag, Berlin ..(Reprint 1982)

F. Kollmann (1962)

Eine Gleichung der Sorptionsisotherme
Die Naturwissenschaften 49(1962)9, 206-207

F. Kollmann (1963)

Zur Theorie der Sorption
Forschung auf dem Gebiet des Ingenieurwesens 29(1963)2, 33-41

F. Kollmann, L. Malmquist (1956)

Über die Wärmeleitzahl von Holz und Holzwerkstoffen
Holz als Roh- und Werkstoff 14(1956)6, 201-204

F. Kollmann, A. Schneider (1960)

Der Einfluß der Belüftungsgeschwindigkeit auf die Trocknung von Schnittholz mit Heißdampf-Luftgemischen
Holz als Roh- und Werkstoff 18(1960)3, 81-94

H. Koponen (1987)

Moisture diffusion coeffizients of wood
in: **A. S. Mujumdar (1987)** *Drying 87, S. 225-232*

U. V. Krecetov (1972) zit. in: R. Vogel (1989) und M. Vogel (1990)

Suska drevesiny - Moskva: Lesnaja promyslennost, 440

O. Krischer (1938 a) zit. in: Voigt, Krischer, Schauss (1940)

Grundgesetze der Feuchtigkeitsbewegung in Trockengütern
Kapillarwasserbewegung und Wasserdampf-Diffusion
VDI - Zeitschrift des Vereins Deutscher Ingenieure (82(1938)13, 373-378

O. Krischer (1938 b) zit. in: Voigt, Krischer, Schauss (1940)

Trocknung fester Stoffe als Problem der kapillaren Feuchtebewegung und der Dampfdiffusion
VDI - Zeitschrift des Vereins Deutscher Ingenieure, Beiheft Verfahrenstechnik (1938) Nr. 4, S. 104 ff.

O. Krischer (1940) zit. in: Voigt, Krischer, Schauss (1940)

Wärme, Flüssigkeits- und Dampfbewegung bei der Trocknung von porösen Stoffen
VDI - Zeitschrift des Vereins Deutscher Ingenieure, Beiheft Verfahrenstechnik (1940) Nr. 1 S. 17 ff.

O. Krischer (1942)

Der Wärme- und Stoffaustausch im Trocknungsgut. Die analytische und grafische Behandlung der Trocknung poriger hygroskopischer Güter
VDI-Forschungsheft 415, VDI-Verlag GmbH, Berlin NW 7

O. Krischer, P. Göring (1938) zit. in: Voigt, Krischer, Schauss (1940)

Versuche über die Trocknung poriger Stoffe und ihre Deutung
VDI Zeitschrift des Vereins Deutscher Ingenieure, Beiheft Verfahrenstechnik (1938) Nr. 4, 140ff.

O. Krischer, H. Rohnalter (1940) zit. in: Voigt, Krischer, Schauss

Wärmeleitung und Dampfdiffusion in feuchten, porigen Gütern
VDI Forschungsheft Nr. 402
VDI Verlag, Berlin

O. Krischer, W. Kast (1978)

Die wissenschaftlichen Grundlagen der Trocknungstechnik, 3. Auflage
in der Reihe: Trocknungstechnik - Erster Band
Springer Verlag, Berlin..

K. Kröll (1951)

Die Bewegung der Feuchtigkeit in Nadelholz während der Trocknung bei Temperaturen um 100 °C
Teil 1: Allgemeine Grundlagen. Teil 2: Die besonderen Bewegungsvorgänge in Nadelholz
Holz als Roh- und Werkstoff 9(1951)5, 176-181 und 6, 216-224

K. Kröll (1978)

Trockner und Trocknungsverfahren, 2. Auflage
in der Reihe: Trocknungstechnik - Zweiter Band
Springer Verlag, Berlin..

G. Krouzhiline (1936) zit. in: Gnielinski (1988)

Investigation de la chouche - limite thermique
Techn. Phys. USSR 3(1936), 183 u. 311

H. Kübler (1957)

Studien über die Holzfeuchtebewegung
Holz als Roh- und Werkstoff 15(1957)11, 453-468

G. Kühlmann (1962) zit. in: in Skaar (1972)

Investigation of the thermal properties of wood and particalboards in dependency on moisture content and temperatur in the hygroskopic range
Holz als Roh- und Werkstoff 20(1962)7, 559-570

M. Kühnast (1954)

Die natürliche und künstliche Holztrocknung,
Fachbuchverlag GmbH, Leipzig

H. Kühne, T. Wagner (1960)

Untersuchungen über die Wasserdampfsorption schweizerischen Fichten-, Tannen-, Lärchen, Rotbuchen-, Eichen- und Edelkastanienholzes
Eidgenössische Materialprüfungs- und Versuchsanstalt für Industrie, Bauwesen und Gewerbe, Zürich

L

P. B. Laming, J. F. Rijsdijk, J. C. Vewijs (1978)

Houtsorten - Informatie voor de praktik
Houtinstitut TNO

G. Langendorf (1955)

Klimaeinflüße auf Holz
(Zugleich eine Einführung in die Holztrocknung)
Fachbuchverlag, Leipzig

J. Lempelius (1969)

Die Schnittholztrocknung
Hrsg. Robert Hildebrand Maschninenbau GmbH, Oberboihingen/Württ.
(mit einem Vorwort von F. Kollmann)

R. A. Lessard (1978)

Modeling and controlling the lumber drying process
Ph. D. University of New Hampshire

H. Lindner (1975)

Physik für Ingenieure, 7. Auflage
Vieweg Verlag, Braunschweig

R. L Little, R. L. Toennission (1989)

Drying hardwood lumber using computer controlled mini-step schedules
2nd JUFRO Conference in wood drying, Seatle Washington (USA),1989, July 23.-28,
Upgrading wood quality through drying technology, S. 203-212

K. Ludwig (1933)

Beiträge zur Kenntnis der künstlichen Holztrocknung mit besonderer Berücksichtigung des Einflußes der Temperatur
Diss. Technische Universität Berlin
in: **O. Graf, F. Moll** (Hrsg.)
Untersuchungen zur künstlichen Trocknung des Holzes
Forschungsberichte Holz, Heft 1,VDI Verlag, Berlin

G. Lührs (1997)

Randwertaufgaben der Viskoplastizität
Modellierung, Simlation und Vergleich mit experimentellen Daten aus zyklischen Prozessen und Umformvorgängen
Diss. Universität Gesamthochschule Kassel, Fachbereich Maschinenbau
Berichte des Instituts für Mechanik (Bericht 1/1997)

M

J. D. MacLean (1944)

Effect of moisture change on the shrinking, swelling, spec. gravity, air or void space, weight and simular proterties of wood
Report No. R 1448, U. S. Department of Agriculture, Forest Service
Forest Products Laboratory, Madison, Wisconsin

K. Mahler (1958)

Über die Bestimmung des Diffusionswiderstandes und der kapillaren Flüssigkeitskennzahl aus stationären und instationären Vorgängen
Diss. Technische Universität Darmstadt, Fakultät für Maschinenbau

S. S. Manson (1968)

Thermal stress and low cycle fatique
McGraw-Hill Book, Co. Inc. New York

I. S. Martley (1926)

Moisture Movement through wood, the steady state.
Forest Products Research Tech. Paper 2, London

E. A. Mason, S. C. Saxena (1958)

Approximate formular for the thermal conductivity of gas mixtures
Physics of Fluids 1(1958), 361

M. Matejak (1983)

Primäre Sorptionsisotherme von Holz
Holzforschung und Holzverwertung 35(1983)1, 1-9

J. S. Mathewson (1930)

The air seasoning of wood
U.S. Department of Agriculture, Technical Bulletin No. 174, Washington D.C.

J. M. McMillen (1955)

Drying stresses in Red Oak
Forest Products Journal 5(1955)1, 71-76

J. M. McMillen, E. M. Wengert (1978)

Drying Eastern Hardwood Lumbers
Agriculture Handbook No. 528
U.S. Department of Agriculture,Washington D.C.

C. W. McMillan (1969) zit: in Skaar (1972)

Specific heat of ovendry Loblolly Pine wood
Wood Science 2(1969)2, 107-111

E. Meier (1968)

Trocknungsverlauf hygroskopischer Stoffe mit konzentrations- und temperaturabhängigen Diffusionskoeffizienten am Beispiel der Perlontrocknung
Diss. Technische Universität Aachen, Fakultät für Maschinenwesen

G. Meyer, E. Schiffner (1989)

Technische Thermodynamik, 4. Auflage
VCH-Verlagsgesellschaft, Weinheim

M. A. Michejew (1968) zit. in: Meyer, Schiffner (1989) und Elsner, Fischer, Huhn (1993)

Grundlagen der Wärmeübertragung, 3. Auflage
VEB-Verlag GmbH, Berlin

K. E. Militzer (1981-1983)

Thermoökonomische Modellierung und Optimierung von Konvektionstrocknern
Chemische Technologie
Teil 1: Das Kostenmodell ..... *33(1981)10, 506-507*
Teil 2: Der einstufige, kontinuierliche Wirbelschichttrockner ..... *34(1982)1, 7-8*
Teil 3: Diskontinuierliche und kontinuierliche Haufwerkstrockner ..... *34(1982)3, 127-129*
Teil 4: Der einstufige Kanaltrockner mit Überströmung des Gutes ..... *34(1982)6, 305-308*
Teil 5: Mehrstufe Trockner mit Durchströmung des Gutes ..... *35(1983)1, 14-17*
Teil 6: Kanaltrockner mit nachgeschalteter Heizfläche zur Vorwärmung der Frischluft *35(1983)4, 186-188*

K. E. Militzer (1984)

Prozessmodellierung der Schnittholztrocknung
Holztechnologie (1984)4, 176-177

K. E. Militzer (1985)

Eine empirische Beziehung für die Sättigungsbeladung feuchter Luft im Temperaturbereich 15 - 99°C (mit Druckkorrektur)
Luft- und Kältetechnik (1985)3, 162-163

R. S. Millet (1961)

Wood seasoning
F.P.L. Technical Note No. 20. Forest Products Laboratory of Canada

R. Mills (1991), Editor

Australian Timber Seasoning Manual, 2st Ed. Nov '91
Australian Furniture Research and Development Institute (AFRDI)
EMC-Charts und Kiln Schedules: *CSIRO, Division fo Forest Products, Clayton Victoria*

R. Mills, A. Rozsa (1991)

Australian Timber Seasoning Manual, 2nd Edition
Australian Furniture Research and Development Institute Limited (AFRDI)

E. Mörath (1932)

Studien über die hygroskopischen Eigenschaften und die Härte der Hölzer
Mitteilung der Holzforschungsstelle an der Technischen Universität Darmstadt, Heft 1, (Habilitations-Schrift)

F. Moll (1930)

Künstliche Holztrocknung – Ein Grundriß
Julius Springer Verlag, Berlin

F. Moll (1944)

Betrachtungen zur künstlichen Holztrocknung
Deutsche Holzwirtschaft 61(1944)25, 1944

R. Mollier (1923)

Ein neues Diagramm für Dampfluftgemische
Zeitschrift des Vereins Deutscher Ingenieure 67(1923)36, 869-872

R. Mollier (1929) zit. in: Häussler (1963, 1965)

Das i-x-Diagramm für Dampfluftgemische
Zeitschrift des Vereins Deutscher Ingenieure 73(1929)29, 1009-1013

K. Morgan, H. R. Thomas, R. W. Lewis (1984)

Numerical modelling of stress reversal in timber during drying
Wood Science 15(1982)2, 139-149

N

K. C. Nadler, E. T. Choong, D. M. Wetzel (1985)

Mathematical modelling of the diffusion of water in wood during drying
Wood and Fiber Science 17(1985)3, 404-423

D. Narayanamurti (1936) zit. in: Voigt, Krischer, Schauss (1940)

Versuche über die Feuchtigkeitsbewegung in Holz und anderen Körpern beim Trocknen und über das Wärmeleitvermögen von Holz
Zeitschrift des VDI, Beiheft 2 Verfahrenstechnik

H. Netz (1991)

Handbuch Wärme, 3. Auflage, S. 79
Resch Verlag KG, Gräfeling/München

J. A. Newlin, T. R. C. Wilson (1919) zit in: Keylwerth (1944/45) und Trendelenburg (1939)

The relation of the shrinkage and strength properties of wood to its specific gravity
Bull. 675, U. S. D. A. Washington

J. A. Newlin, T. R. C. Wilson (1919) zit in: Keylwerth (1944/45)

The relation of the shrinkage and strength properties of wood to its specific gravity
Bull. 675, U. S. D. A. Washington

D. Noack (1958)

Untersuchungen über die Trocknung empfindlicher Laubhölzer (Buche, Eiche) in reinem Heißdampf bei Unterdruck
Diss. Universität Hamburg, Mathematisch-naturwissenschaftliche Fakultät

O

Obermeyer (o.A.) zit. in: Kollmann (1951), S. 478

in: **Müller-Pouilett (1926)** Lehrbuch der Physik, 11. Auflage, Band 3, S. 670
Braunschweig

OEEC (1953)

Treatment and preservation of timber
in der Reihe: Timber Industry in the USA IV
Hrsg. Organisation for European Economic Co-operation, Paris

OEEC (1957)

Modern techniques for the drying and conditioning of timber
Project No. 241
Hrsg. Organisation for European Economic Co-operation, Paris

P

C. N. Pandey, B. S. Kamala, J. C. Jain (1981)

Thermal conductivity of some wood species of Karnataka
Journal Indian Academy of Wood Science. 12(1981)1, 23-25

S. Pang (2001)

Modelling of Stresses and Deformation of Radiata Pine Lumber during drying
7th International IUFRO Wood Drying Conference, July 9-13, 2001, Tsukuba, Japan, S238-245

E. C. Peek, J. M. McMillen (1961)

Lumber seasoning
International Cooperation Administration, Washington

P. Perré, J. Passard (1995)

A control-volumen procedure compared with Finite-Element methode for calculating stress and strain during wood drying
Drying Technology Journal 13(1995)3, 635-660

W. Peters, H. Jüntgen (1965)

Die Diffusion als beherrschender Vorgang bei technischen Reaktionen an Kohle und Koks
Brennstoff-Chemie 46(1965)2, 38-44

U. Peters (1969)

Theoretische und experimentelle Untersuchungen zur Diffusion von Gasen in porösen und nichtporösen Feststoffen
Diss. TU Berlin, Fakultät für Maschinenwesen

B. S. Petukhov (1961) zit. in: Gnielinski (1988)

High Temperatur 1(1963)1, 63-83

H. Piest (1954) (Leiter des Handwerkstechnischen Instituts an der TU Hannover)

Künstliche Holztrocknung, 2. Auflage
Fachtechnische Reihe Band 9, Fachbücher für das Tischlerhandwerk
Hans Rösler Verlag Augsburg
Hrsg. Verband des Deutschen Tischlerhandwerks, Herford

E. Pohlhausen (1921) zit. in: Gnielinski (1988)

Der Wärmeaustausch zwischen festen Körpern und Flüssigkeiten mit kleiner Reibung und kleiner Wärmeleitung
Zeitschrift angewandter Mathematik und Mechanik 1(1921)2, 115-121

R. Popper, M. Bariska (1972)

Die Azylierung des Holzes – Erste Mitteilung: Wasserdampf-Sorptionseigenschaften
Holz als Roh- und Werkstoff 30(1972), 289-294

R. Popper, M. Bariska (1973)

Die Azylierung des Holzes - Zweite Mitteilung: Thermodynamik der Wasserdampfsorption
Holz als Roh- und Werkstoff 31(1973)2, 65-70

G. H. Pratt (1974)

Timber drying manual
Princes Risborough Laboratory, Department of the Environment,
Building Research Establishment BRE, Garston Watford WD2 7 JR

R

E. Ramspeck (1934)

Ermittlung des kürzesten Trockenvorganges zur Erzielung rißfreier Holztrocknung
Diss. Technische Universität Darmstadt, Wärmetechnisches Institut

E. F. Rasmussen (1961)

Dry kiln operator´s manual
Agriculture Handbook No. 188
Forest Products Laboratory, Forest Service, U. S. Department of Agriculture

P. H. Raven, R. F. Evert, H. Cultis (1988)

Biologie der Pflanzen, 2. Auflage
Walter de Gruyter & Co, Berlin, NewYork

R. C. Reid, J. M. Prausnitz, B. E. Poling (1987)

The properties of Gases and Liquids, 4 th Edition
Mc Graw Hill Book Company, New York

H. J. Reinbothe (1964)

Ein Beitrag zur Bestimmung der Luftfeuchtigkeiten bei höheren Temperaturen duch psychrometrische Messung
Diss. Technische Universität Karl-Marx-Stadt

R. Ressel (1986)

Untersuchungen über den Energieverbrauch bei der technischen Schnittholztrocknung und Möglichkeiten zu dessen Verringerung
Diss. Universität Hamburg, Fachbereich Biologie

J. Rheinländer (1988)

Wärmeübertragung bei freier und bei Überlagerung freier und erzwungener Strömung von Körpern,
VDI-Wärmeatlas, 8. Auflage, Abschnitt Fa

R. C. Rietz, R. H. Page (1971)

Air drying of lumber : A guide to industrial practices
Agriculture Handbook, No. 402,
Forest Service, United. States Department of Agriculture, Washington D. C.

G. Riemann, H. Weber (1912)

Die partiellen Differential-Gleichungen der mathematischen Physik, 5. Auflage, 2. Bd
Friedrich Vieweg & Sohn, Braunschweig

J. F. Rijsdijk, P. B. Laming (1994)

Pysical and related Properties of 145 Timbers - Information for practice
TNO Building and construction research centre for timber research
Kluver Academic publishers, Dordrech, Bosten, London

S

J. Sachs (1879)

Über die Porösität des Holzes
Arbeiten des botanischen Insituts in Würzburg - Heft 2
in: 2 Bd. - Abhandlungen aus den Jahren 1878-1882, Seite 291-332
Verlag von Wilhelm Engelmann, Leipzig

M. Salamon (1973)

Comparison of kiln schedules for drying spruce
Forest Products Journal 23(1973)3, 45-49

J. G. Salin (1988)

Optimation of the timber drying process using a combined drying simulation and internal stress calculation modell
Int. Drying Symposium, IDS '88, Versailles

J. G. Salin (1990)

Simulation of the timber drying process. Prediction of moisture and quality changes
Diss. Faculty of Chemical Engineering at Abo Akademi, Finland

J. G. Salin (2002)

Simulation modells as an industrial tool for optimising the drying of timber
COST E 15 Workshop: Wood Drying, 29 th May - 1 st June, Santiago de Compostella, Spain

A. Samad, W. B. Wallin (1966) zit. in: Simpson, Sagoe (1991)

A case example of the application of statistical models to research on wood drying
Commonwealth Forestry Review 45(1966)4, 354-359

K. Sattler (1988)

Thermische Trennverfahren
Grundlagen, Auslegung, Apparate
VCH-Verlagsgesellschaft mbH, Weinheim

N. Schadler (1983)

Untersuchungen zur Trocknung und Entwicklung eines Modells für die Berechnung des Trocknungsverlaufes kapilar poröser lösungsmittelfeuchter Körper
Diss. Technische Universtät Darmstadt, Fachbereich Maschinenbau (Leitung W. Kast)

M. Schimmer (1984)

Zeitabhängiges mechanisches Werkstoffverhalten
Grundlagen, Experimente, Rechenverfahren für die Praxis
in der Reihe: Werkstoff-Forschung und -TechnikWFT, Band 2, Hrsg. B. Ilschner
Springer Verlag, Berlin

R. Schirmer (1938)

Die Diffusionszahl von Wasserdampf-Luft-Gemischen und die Verdampfungsgeschwindigkeit
Diss. Technische Universität München
erschienen in :
VDI Zeitschrift des Vereins Deutscher Ingenieure 82(1938) - Beiheft Verfahrenstechnik, Aufsatz 6, S. 170 ff
VDI Verlag, Berlin

H. Schlichting (1958) zit. in: Gnielinskie (1988)

Grenzschicht-Theorie, 3. Auflage
Verlag G. Braun

E. U. Schlünder (1989)

Einführung in die Wärmeübertragung, 7. Auflage
Vieweg & Sohn Verlagsgesellschaft, Braunschweig

R. Schlüter, F. Fessel (1939)

Praktische Erfahrungen bei der künstlichen Holztrocknung. Trockentechnik
Holz als Roh- und Werkstoff 2(1939)5, 171-193

R. Schlüter, F. Fessel (1940)

Kosten und Wirtschaftlichkeit der künstlichen Holztrocknung
Holz als Roh- und Werkstoff 3(!940), 109-119

J. Schwertel (1992)

Modellierung des einachsigen mechanischen Verhaltens von Werkstoffen durch viskoplastische Stoffmodelle
Diss. Universität Karlsruhe, Fakultät für Maschinenbau

A. Seerig (1993)

Untersuchungen zum Energie und Stofftransport in feuchten porösen Stoffen
Diss. Technische Universität Magdeburg, Institut für Thermodynamik und Strömungstechnik
erschienen als:
VDI-Fortschrittsberichte Reihe 3: Verfahrenstechnik Nr. 304, VDI-Verlag GmbH, Düsseldorf

J. Sell, T. Zimmermann (1996)

Werkstoff Holz
Spektrum der Wissenschaft (1996)4, 86-89

T. K. Sherwood (1929) zit. in: Egner (1934)

The drying of solid
Industrial and Engineering Chemistry 21(1929), S. 976 und 22(1930), S. 132

J. F. Siau (1971)

Flow in wood, 1st Edition
Syracuse University Press

J. F. Siau (1984)

Transport processes in wood
Springer Verlag, New York, Berlin..

F. E. Siimes (1967)

The effect of specific gravity, moisture, temperature, and heating time on the tension and compresion strength and elasticity properties perpendicular to the grain of *Finnish Pine Spruce* and *Birch* wood and the significance of these factors on the checking of timber at Kiln-Drying.
Valtion Teknilline Tutkimuslaitos Statens Tekniska Forskningsanstalt. Julkaisu 84 Publ.
(The state Institute for Technical Research, Finland, Publication 84, Helsinki)

W. T. Simpson (1971)

Equilibrium moisture content prediction for wood
Forest Products Journal 21(1971)1, 41-48

W. T. Simpson (1973)

Prediction equilibrium moisture content of wood by mathematical models
Wood and Fiber 5(1973)1, 41-48

W. T. Simpson (1991 a) Editor

Dry kiln operator's manual, Revised August 1991
Agriculture Handbook 188
U.S. Department of Agriculture, Forest Service, Forest Products Laboratory, Madison, Wisconsin

W. T. Simpson (1991 b)

Relative drying time of 650 tropical woods.
Estimation by green moisture content, specific gravity, green weight density
General Technical Report, FPL-GTR-71,
Forest Products Laboratory, Forest Service, U. S. Department of Agriculture

W. T. Simpson, C. K. Baah (1989)

Grouping tropical wood species for kiln drying
Research Note FPL-RN-0256,
Forest Products Laboratory, Forest Service, United States Department of Agriculture

W. T. Simpson, J. A. Sagoe (1991)

Relative drying time of 650 Tropical woods. Estimation by green moisture content, specific gravity, green weight density
General technical report FPL-GTR-71, Forest Products Laboratory
Forest Service, United State Department of Agriculture

W. T. Simpson, J. L. Tschernitz (1980)

Time, costs and energy consumption for drying red oak lumber as affected by thickness and thickness variation
Forest Products Journal 30(1980)1, 23-28

C. Skaar (1972)

Water in wood, 1st Ed.
Syracuse University Press, New York

G. D. Smith (1970)

Numerische Lösung von partiellen Differentialgleichungen
Vieweg Verlag, Braunschweig

E. Sommer (1971)

Beitrag zur Frage der kapillaren Flüssigkeitsbewegung in porigen Stoffen bei Be- und Entfeuchtungsvorgängen
Diss. Technische Universität Darmstadt, Fakultät für Maschinenbau

O. Söderström (1987)

Computersimulation of a progressive kiln with longitudinal air circulation
Forest Products Laboratory 37(1987)10, 25-30

E. Sonnenleithner (1932)

Verlauf der Feuchtigkeit innerhalb des Holzes während der Trocknung
Diss. Technische Universität Stuttgart
in: **O. Graf, F. Moll (1933)**
Untersuchungen zur künstlichen Trocknung des Holzes
Forschungsberichte Holz, Heft 1,VDI Verlag, Berlin

H. A. Spalt (1957)

The sorption of water vapor by domestic and tropical woods
Forest Products Journal 7(1957)10, 331-335

H. A. Spalt (1958)

The fundamentals of water vapor sorption in wood
Forest Products Journal 8(1958)10, 288-295

A. Sprung (1888) zit. in: Deutscher Wetterdienst (1978)

Über die Bestimmung der Luftfeuchtigkeit mit Hülfe des Aßmann´schen Aspirations-Psychrometers
Das Wetter 5(1988), 105-108

J. A. Stamm (1929)

Density of wood substance, adsorption by wood, and permeability of wood
The Journal of Physical Chemistry 33(1929)3, 398-414

A. J. Stamm (1946)

Passage of liquids, vapors and dissolved materials through softwood
Technical Bulletin Nr. 929
U.S. Department of Agriculture, Washington D. C.

A. J. Stamm, W. K. Lougborough (1935)

Thermodynamics of the swelling of wood
Journal of Physical Chemistry 39(1935)1, 121-132

A. J. Stamm, R. M. Nelson (1961)

Comparison between measured and theoreticcal drying diffusion coeffizients for Southern Pine
Forest Products Laboratory 11(1961)11, 536-543

A. J. Stamm, E. Smith (1969)

Laminar sorption and swelling theory of wood and cellulose
Wood Science and Technology, 3(1969)4, 301-323

W. C. Stevens, G. H. Pratt (1952)

Kiln Operator´s handbook
Department of Scientific and Industrial Research, London
Her majestry´s stationary office U.K.

S. T. C. Stillwell (1926)

The movement of moisture with reference to timber seasoning
Forest Products Research, Technical Paper No. 1,
Department of Scientific an Industrial Reseach, Westminster, London, S. W. 1.

H. Stöcker (1995)

Taschenbuch mathematischer Formeln und moderner Verfahren, 3. Auflage
Verlag Harri Deutsch, Thun und Frankfurt am Main

D. Sucker (1978) zit. F. Hell (1982)

Freie Strömung und Wärmeübergang an lotrechten Platten
VDI-Forsch.-Heft 585

T

TDA (1951) Hrsg.

Timber Seasoning, 4th Edition, Revised September 1951
Timber Development Assosiatin, LTD., 21, College Hill, London, E. C. 4

R. Thelen (1923)

Kiln Drying Handbook
Bulletin No. 1136, U. S. Department of Agriculture, Washington D. C.

H. R. Thomas, R. W. Lewis, K. Morgan (1980)

An application of the finite element methode to the drying of timber
Wood and Fiber 11(1980)4, 237-243

H. D. Tiemann (1951)

Wood technology, Constitution, Properties, and Uses, 3. Ed
Sir Isaac Pitmann & Sons, LTD., London

W. Törning (1979)

Numerische Mathematik für Ingenieure und Physiker.
Band I: Numerische Methoden der Algebra
Springer Verlag, Berlin..

TRADA (1962)

Timber Seasoning
Forest Products Research Laboratory and Timber Research and Development Assosiation,
St. John´s Road, Tylers Green, High Wycombe, Buckinghamshire

TRADA (1985)

Moisture content of timber - Its importance, measurement and specification
TRADA Wood information
Timber Research and Development Association

R. Trendelenburg (1939)

Über Fasersättigungsfeuchte, Schwindmaß und Raumdichtezahl wichtiger Holzarten
Holz als Roh- und Werkstoff, 2(1939)1, 12-17

J. L. Tschernitz, W. T. Simpson (1977)

Solor kilns: Feasibility of utilizing solar energy for drying lumber in developing countries
FPL-AID-PASA TA (AG) 02-75.
Forest Products Laboratory, Forest Service, U.S. Department of Agriculture

J. L. Tschernitz, W. T. Simpson (1979)

Drying rate of Northern Red Oak Lumber as an analytical function of temperature, relative humidity and thickness
Wood Science 11(1979)4, 202-208

T. Tuomola (1943)

Über die Holztrocknung mit besonderer Berücksichtigung der Beziehung zwischen der Trocknungsgeschwindigkeit des Finnischen Kiefernholzes und den darauf einwirkenden verschiedenen Faktoren
Staatlich technische Forschungsanstalt in Finnland, Helsinki

C. O. Turc, B. E. Cutter (1984)

Sorption and shrinkage studies of six Argenntine woods
Wood and Fiber Science 16(1984)4, 575-585

I. W. Turner, P. Perre (1996)

A 3D-version of transPore: A comprehensive heat an mass transfer computational model for simulation the drying of wood
6th International IUFRO Wood Drying Conference, January 25-28, 1999, Stellenbosch, South Africa, S. 213-222

T. Tuttle (1925)

A mathematical theory of the drying of wood
Franklin Institute Bd. 200 (1925), S. 609-614

U

U. S. Department of Agriculture (1955)

Wood Handbook – Agriculture Handbook No. 72
Basic Information on Wood as a material of Construction with Data for its use in design and specification
Forest Products Laboratory, Forest Service, U. S. Department of Agriculture, Washington D. C.

U.S. Department of Agriculture (1974)

Wood Handbook No. 72 (revised August 1974).
Wood as an engineering material
Forest Products Laboratory, Forest Service, U.S. Department of Agriculture

F. Uterharck (1940)

Handbuch für künstliche Holztrocknung, 3. Auflage
Dr. Sändig Verlagsgesellschaft, Leizpig

F. Uterharck, A. Besler (1952)

Handbuch der künstlichen Holztrocknung, 3. Auflage
Dr. Sändig Verlag, Wiesbaden

V

VDI Verein Deutscher Ingenieure (1968)

VDI Wasserdampftafeln bis 800 °C und 100 at, 7. Auflage
Springer Verlag, Berlin

VDI Verein Deutscher Ingenieure (1988)

VDI-Wärmeatlas, Berechnungsblätter für den Wärmeübergang, 5. Auflage
VDI-Verlag GmbH, Düsseldorf

R. Vogel (1989)

Modellierung des Wärme- und Stofftransportes und des mechanischen Spannungsfeldes bei der Trocknung fester Körper am Beispiel der Schnittholztrocknung
Diss. Technische Universität Dresden, Fakultät für Maschinenwesen

M. Vogel (1990)

Verfahrenstechnische Modellierung und Optimierung des Prozesses der Schnittholztrocknung unter Berücksichtigung der Trocknungskosten
Diss. Technische Universität Dresden, Fakultät für Maschinenwesen

H. Voigt, O. Krischer, H. Schauss (1940)

Die Feuchtigkeitsbewegung bei der Verdunstungstrocknung von Holz
Holz als Roh- und Werkstoff, 3(1940)10, 305-321

B. Volbehr (1896) zit. in: Kollmann (1935) und Skaar (1972)

Untersuchungen über die Quellung der Holzfaser
Diss. Universität Kiel

L. Vorreiter (1958)

Holztechnologisches Handbuch
Band II: System Holz-Wasser, Holztrocknung, Dämpfen und Kochen, spanlose Holzverformung
Verlag Georg Fromme & Co, Wien

L. Vorreiter (1963)

Faserstättigung und höchste Wasseraufnahme der Hölzer
Holztechnologie 17(1963)5, 139-144

E. V. Voulgaridis (1987)

Sorption and Movement studies of thirty greek woods
Scientific annals of the department of forestry and natural environment
Aristotelian University of Thessaloniki

W

R. Wagenführ (1980)

Anatomie des Holzes, 2. Auflage
VEB Fachbuchverlag, Leipzig

R. Wagenführ, C. Scheiber (1985)

Holzatlas, 2. Auflage
VEB Fachbuchverlag, Leipzig

F. F. Wangaard, L. A. Granados (1967)

The effect of extractives on water-vapor sorption by wood
Wood Science and Technology 1(1967), 253-277

P. Warlimont (1929)

Das künstliche Holztrocknen
(deutsche Bearbeitung des Werkes "The Kiln Drying of Lumber" von A. Koehler und R. Thelen)
VDI-Verlag GmbH, Berlin NW 7

A. Wassiljewa (1904)

Wärmeleitung in Gasgemischen
Physikalische Zeitschrift 5(1904)5, 737-742

L. Weichert (1963)

Untersuchungen über das Sorptions- und Quellungsverhalten von Fichte, Buche, Buchenpressvollholz bei Temperaturen zwischen 20 °C und 100 °C.
Diss. Technische Universität München, Fakultät für Maschinenwesen und Elektrotechnik

J. Welling (1987)

Die Erfassung von Trocknungspannungen während der Kammertrocknung von Schnittholz
Diss. Universität Hamburg, Fachbereich Biologie

S. Weiß, K. E. Militzer, K. Gramlich (1993)

Thermische Verfahrenstechnik
Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie GmbH, Leipzig

E. M. Wengert, R. C. Baltes (1971)

Accelerating oak drying by pre-surfacing, accelerated schedules and kiln automation
US Forest Products Laboratory, Research Note FPL 0214, Madison, Wisconsin, FPL

A. Wexler (1976) zit. in: Baehr (1992)

Vapor pressure formulation for water in the range 0 to 100 °C - A revision
Journal of Research [U.S] National Bureau of Standards 80 A (1976), 775-785

H. Wieser (1931)

Versuche über rißfreie Holztrocknung und anschließender Holzveredelung durch überhitzten Wasserdampf (mit Zusatzgasen)
Diss. Technische Universität Dresden

F. Winkler (1985) zit. in: M. Vogel (1990)

Rationelle Energieanwendung bei der Schnittholztrocknung
Wiss. Z. der TU-Dresden 34(1985)1, 80-83

S. Wintergerst (1957)

Das Verhalten von Phenolformaldehyd-Harz in trockener und feuchter Luft
Forschung auf dem Gebiet des Ingeniuerwesens 23(1957)1/2, 67-71

WMO (1966)

International Meteorological Tables - WMO-No. 188 TP. 94
WMO Word Meteorological Organisation, Genf

WMO (1984)

Technical Regulation - Volume 1
General - Basic Documentss No. 2, 1984 Edition
WMO Word Meteorological Organisation, Genf

J. Wünsch (1988)

Anmerkungen zum spezifischen Wärmeverbrauch von Spanplattentrocknern
Holztechnologie 29(1988)2, 88-90

M. P. Wukalowitsch (1958)

Thermodynamische Eigenschaften des Wassers und des Wasserdampfes, 6. Auflage
Moskau, Berlin

Y

R. L. Youngs (1957)

The perpendicular-to-grain mechanical properties of red oak as related to temperature, moisture content and time
U. S. For. Prod. Laboratory, Madison, Wis. Report No. 2079

R. L. Youngs, C. B. Norris (1958)

A new methode of calculation internal stresses in wood
Forest Products Laboratory, Madison, Rep. No. 2133

Normen

DIN 50010	Klimate und ihre technische Anwendung - Klimabegriffe (August 1981) Teil 2: Physikalische Begriffe
DIN 50012	Klimate und ihre Technische Anwendung - Luftfeuchte-Meßverfahren (Januar 1986) Teil 1: Allgemeines Teil 2: Psychrometer Teil 3: Haarhygrometer Teil 4: Taupunktspiegel-Hygrometer Teil 5: LiCl-Hygrometer
DIN 51913	Prüfung von Kohlenstoffmaterialien (April 1985) Bestimmung der Dichte mit dem Gas-Vergleichspyknometer unter Verwendung von Helium als Meßgas (April 1985)
DIN 52184	Prüfung von Holz – Bestimmung der Quellung und Schwindung (Mai 1979)
DIN 52182	Prüfung von Holz – Bestimmung der Rohdichte (September 1976)
DIN 52183	Prüfung von Holz – Bestimmung des Feuchtigkeitsgehaltes (November 1977)
DIN 52184	Prüfung von Holz – Bestimmung der Quellung und Schwindung (Mai 1979)
ISO 3507	Pyknometer, 1st Edition (1976-10-15)
ISO 5017	Dense shaped refractory products – Determination of bulk density, apparent porosity and true porosity, 2nd Edition (1998-07-15)
ISO 5018	Refractory materials – Determination of true density, 1st Edition (1983-10-15)
ASTM D 2395 - 93	Standard test methode for specific gravity of wood and wood-based materials
ASTM D 2638 - 91	Standard test methode for real density of calcined Petroleum Coke by Helium Pycnometer
ASTM D 4891 - 89	Standard test methode for density of solid Pitch (Helium pycnometer methode)

A 1. Stoffwerte feuchter Luft

Für die Berechnung des konvektiven Wärmeübergangs mit den dimensionslosen Kennzahlen aus der Ähnlichkeitstheorie benötigt man neben den äußeren Verhältnissen (Geschwindigkeit w, charakteristische Länge l) auch Angaben zu den Stoffeigenschaften des strömenden Mediums.

Ensprechende Angaben für Wasser, Wasserdampf und trockene Luft sind im VDI-Altas (1988) zusammengestellt (Tab. A 1.1). Diese Werte lassen sich gut mit einer Exponentialfunktion 4. Ordnung annähern, so dass die Stoffwerte für trockene Luft bei 1 bar, Wasserdampf im gesättigten Zustand und Wasser mit den in der Tabelle angegebenen Koeffizienten im Temperaturbereich von 0 °C bis 100 °C berechnet werden können.

Beschreibt man feuchte Luft als Zweiphasengemisch aus trockener Luft und Wasserdampf, so kann man unter Anwendung einer Mischungsregel die Stoffeigenschaft aus den Einzelkomponenten ableiten. Die Dichte, die spezifische Wärmekapazität und die Wärmeausdehnungskoeffizent feuchter Luft läßt sich jedoch auch direkt berechnen, wenn die Gesetzmäßigkeiten idealer Gase angewendet werden.

Aus der allgemeinen Gasgleichung lässt sich die Dichte feuchter Luft ableiten.

$$\rho_{LD} = \frac{(1 + Y)\, p}{(Y + 0.622)\, R_D T} \qquad [kg/m^3] \qquad \text{(A 1.1)}$$

mit	R_D	spez. Gaskonstante Dampf ($\approx$ 461,5)	[J/(kg K)]
	Y	abs. Wassergehalt	$[kg_{Wasser}/kg_{trock.\ Luft}]$
	p	Luftdruck	[Pa] = [kg/(s^2 m)]

Die isobare spezifische Wärmekapazität von feuchter Luft ergibt sich aus der Summe der Einzelwerte für Luft und Wasserdampf. Für 1 kg feuchte Luft gilt:

$$c_{p,LD} = \frac{c_{p,L} + Y\, c_{p,D}}{(1 + Y)} \qquad [J/(kg_{\substack{feuchte\\Luft}}\ K)] \qquad \text{(A 1.2)}$$

mit	c_p	spez. Wärmekapazität bei konstantem Druck Index L, D: Luft, Wasserdampf	[J/(kg K)]
	Y	abs. Wassergehalt	$[kg_{Wasser}/kg_{trock.\ Luft}]$

In beiden Stoffeigenschaften wird der absolute Wassergehalt Y als Konzentrationsmaß bzw. als Kenngröße der Gemischzusammensetzung benötigt. Er ist definitionsgemäß das Verhältnis der Massen von Wasserdampf zu Luft, der auch mit dem Wasserdampfpartialdruck beschrieben werden kann.

$$Y = \frac{m_D}{m_L} = 0.622\, \frac{p_D}{p - p_D} \qquad [kg/kg] \qquad \text{(A 1.3)}$$

mit	m_D	Wassermenge	[kg]	p_D	Dampfteildruck	[Pa]
	m_L	Reinluftmenge (trockene Luft)	[kg]	p	Luftdruck	[Pa]

Tab. A 1.1 Stoffwerte von a) Wasser im Sättigungszustand, b) Wasserdampf im gesättigten Zustand und c) trockener Luft bei 1 bar (Quelle: VDI-Wärmeatlas, 5. Auflage, 1988) und daraus abgeleitete Näherungsgleichungen für die Berechnung der Stoffeigenschaften zwischen 0 °C und 100 °C.

t	ρ [kg/m^3]			c_p [kJ/(kg K)]			β [10^{-3}/K]			λ [10^{-3} W/(m K)]		
[°C]	a)	b)	c)	a)	b)	c)	a)	b)	c)	a)	b)	c)
0,01	999,8	0,00485	1,275	4,217	1,864	1,006	-0,0853	3,669	3,674	562	16,5	24,18
10	999,7	0,00940	1,230	4,193	1,868	1,007	0,0821	3,544	3,543	582	17,2	24,94
20	998,3	0,01720	1,188	4,182	1,874	1,007	0,2066	3,431	3,421	600	18,0	25,69
30	995,7	0,03037	1,149	4,179	1,883	1,007	0,3056	3,327	3,307	615	18,7	26,43
40	992,2	0,05116	1,112	4,179	1,894	1,007	0,3890	3,233	3,200	629	19,5	27,16
50	988,0	0,0830		4,181	1,907		0,4624	3,150		640	20,3	
60	983,1	0,1302	1,045	4,185	1,924	1,009	0,5288	3,076	3,007	651	21,1	28,60
70	977,7	0,1981		4,190	1,944		0,5900	3,012		659	22,0	
80	971,6	0,2932	0,9859	4,197	1,969	1,010	0,6473	2,958	2,836	667	22,9	30,01
90	965,1	0,4233		4,205	1,999		0,7019	2,915		673	23,8	
100	958,1	0,5974	0,9359	4,216	2,034	1,012	0,7547	2,882	2,683	677	24,8	31,39

t	η [10^{-6} kg/(m s)]			ν [10^{-6} m^2/s]			a [10^{-6} m^2/s]			Pr [–]		
[°C]	a)	b)	c)	a)	b)	c)	a)	b)	c)	a)	b)	c)
0,01	1791,4	9,22	17,24	1,792	1900,10	13,5	0,1333	1824,50	18,83	13,440	1,041	0,7179
10	1307,7	9,46	17,74	1,308	1006,80	14,4	0,1388	980,50	20,14	9,420	1,027	0,7163
20	1002,7	9,73	18,24	1,004	562,50	15,4	0,1436	553,80	21,47	6,990	1,016	0,7148
30	797,7	10,01	18,72	0,801	329,60	16,3	0,1478	327,10	22,84	5,420	1,008	0,7134
40	653,1	10,31	19,20	0,658	201,40	17,3	0,1516	201,10	24,24	4,340	1,002	0,7122
50	547,1	10,62		0,554	127,90		0,1550	128,10		3,570	0,999	
60	466,8	10,94	20,14	0,475	83,99	19,3	0,1582	84,24	27,13	3,000	0,997	0,7100
70	404,4	11,26		0,414	56,85		0,1610	57,10		2,570	0,997	
80	355,0	11,60	21,05	0,365	39,54	21,3	0,1635	39,58	30,14	2,234	0,999	0,7083
90	315,0	11,93		0,326	28,19		0,1658	28,13		1,969	1,002	
100	282,2	12,28	21,94	0,294	20,55	23,5	0,1677	20,40	33,26	1,756	1,007	0,7070

		Näherungsgleichung: $f(t) = k_0 + k_1\,\vartheta + k_2\,\vartheta^2 + k_3\,\vartheta^3 + k_4\,\vartheta^4$ mit ϑ in [°C]				
		k_0	k_1	k_2	k_3	k_4
Dichte ρ [kg/m^3]	a)	9,998060E+02	6,431228E-02	– 7,932665E-03	4,575180E-05	– 1,457960E-07
	b)	4,961613E-03	2,406390E-04	1,780960E-05	– 4,651880E-08	4,367010E-09
	c)	1,275004E+00	– 4,648494E-03	1,595160E-05	– 4,226430E-08	5,508300E-11
spez. Wärmekapazität c_p [kJ/(kg K)]	a)	4,216558E+00	– 2,949069E-03	7,623030E-05	– 7,857180E-07	3,180860E-09
	b)	1,863913E+00	3,104850E-04	1,049330E-05	– 9,380580E-09	4,364690E-10
	c)	1,006147E+00	8,036160E-05	– 2,960390E-06	5,332140E-08	– 2,596240E-10
Wärmeausdehnungskoeffizient β [1/K]	a)	– 8,423328E-05	1,857951E-05	– 2,423310E-07	2,166970E-10	– 7,636610E-12
	b)	3,669007E-03	– 1,300682E-05	5,579540E-08	– 9,017690E-11	4,597300E-13
	c)	3,674102E-03	– 1,356005E-05	4,731290E-08	– 1,145980E-10	6,367360E-14
Wärmeleitfähigkeit λ [W/(m K)]	a)	5,618960E-01	2,182677E-03	– 1,599208E-05	9,219860E-08	– 3,535160E-10
	b)	1,649300E-02	7,302825E-05	4,865770E-09	1,254380E-09	– 3,045210E-12
	c)	2,417920E-02	7,673134E-05	– 6,595410E-08	3,297720E-10	– 1,325670E-12
dynamische Viskosität η [kg/(m s)]	a)	1,786430E-03	– 5,572200E-05	9,952085E-07	– 9,150853E-09	3,270770E-11
	b)	9,219511E-06	2,281501E-08	1,487640E-10	– 1,084290E-12	3,747830E-15
	c)	1,723900E-05	5,072533E-08	– 4,659900E-11	1,295440E-13	– 3,545300E-16
kinematische Viskosität ν [m^2/s]	a)	1,787009E-06	– 5,583528E-08	1,005359E-09	– 9,287200E-12	3,328190E-14
	b)	1,882600E-03	– 1,051920E-04	2,412796E-06	– 2,486947E-08	9,411870E-11
	c)	1,351840E-04	8,931648E-07	1,090468E-09	1,750600E-13	– 4,816450E-15
Temperaturleitfähigkeit a [m^2/s]	a)	1,333023E-07	5,885380E-10	– 4,270120E-12	2,941540E-14	– 1,117500E-16
	b)	1,808680E-03	– 9,942960E-05	2,256238E-06	– 2,310430E-08	8,708640E-11
	c)	1,882980E-11	1,292160E-05	1,429200E-08	2,556450E-11	– 1,764090E-13
Prandtl-Zahl Pr [–]	a)	1,339080E+01	– 4,649044E-01	8,767808E-03	– 8,283840E-05	3,005470E-07
	b)	1,041043E+00	– 1,587378E-03	1,848690E-05	– 8,670380E-08	2,650290E-10
	c)	7,179045E-01	– 1,672990E-04	6,023390E-07	1,861060E-11	– 2,160560E-01

Der thermische Ausdehnungskoeffizient β entspricht bei idealen Gasen dem Kehrwert der absoluten Temperatur.

$$\beta = \frac{1}{(273 + \vartheta_m)} \qquad [1/K] \qquad \text{(A 1.4)}$$

mit ϑ_m mittlere Temperatur zwischen Wandoberfläche und Luft [°C]

Für die Wärmeleitfähigkeit λ und dynamische Viskosität η sind Mischungsregeln anzuwenden, um aus den Einzelwerten von Luft und Wasserdampf die Eigenschaft feuchter Luft zu bestimmen. Ausgangspunkt der in der Literatur vorliegenden Überlegungen ist eine Formel von WASSILJEWA (1904), die aus den bekannten Zusammenhängen der Gaskinetik eine Formel für die Wärmeleitung eines binären Gasgemisches herleiten konnte.

$$\lambda_{LD} = \frac{0.622}{0.622 + Y\,A_L}\,\lambda_L + \frac{Y}{Y + 0.662\,A_D}\,\lambda_D \qquad [W/(m\,K)] \qquad \text{(A 1.5)}$$

$$= \frac{p_L}{(p_L + p_D)\,A_L}\,\lambda_L + \frac{p_D}{(p_L + p_D)\,A_D}\,\lambda_D$$

mit Y abs. Wassergehalt [kg/kg]
A Koeffizienten
p Partialdruck [Pa]
Index L, D: Luft, Dampf

Für den Fall, dass sich die Gaskomponenten nicht gegenseitig beeinflussen, ergibt sich ein Sonderfall mit den Koeffizienten A = 1. Die spezifische Wärmeleitung feuchter Luft wäre in diesem Fall als Summe der Einzelwerte für Luft und Wasserdampf entsprechend dem Verhältnis der Partialdrücke zu berechnen. Im Folgenden soll diese Variante als vereinfachte Mischungsregel bezeichnet werden.

Berechnet man die Koeffizienten aus Gl. (A 1.5) nach einem Ansatz von MASON, SAXENA (1958) für beliebige Gasgemische entsprechend den Formeln (A 1.6), so ergeben sich gegenüber der vereinfachten Mischungsregel nur geringfügige Abweichungen in den Werten für die Wärmeleitfähigkeit feuchter Luft. Wie in Abb. A 1.1 dargestellt, betragen die prozentualen Abweichungen im Bereich von 0 °C bis 100 °C und 0 % bis 100 % rel. Luftfeuchte maximal ca. 0.2 %.

$$A_L = \frac{\left[1 + \left(\frac{\lambda_L}{\lambda_D}\right)^{1/2}\left(\frac{M_W}{M_L}\right)^{1/4}\right]^2}{\left[8\left(1 + \frac{M_L}{M_W}\right)\right]^{1/2}} \quad ; \quad A_D = \frac{\lambda_D}{\lambda_L}\,\frac{M_L}{M_W}\,A_L \qquad \text{(A 1.6)}$$

mit λ Wärmeleitfähigkeit [W/(m K)]
Index L, D : Luft, Wasserdampf
M Molare Masse [kg/kmol]
Luft = 28.96, Wasser = 18.0153

Für die dynamische Viskosität η feuchter Luft wurde schon 1951 ein entsprechender Vorschlag von BROMLEY und WILKE gemacht. In den Gleichungen (A 1.6) ist die Wärmeleitfähigkeit durch die dynamische Viskosität von Luft und Wasserdampf zu ersetzen. Wie auch schon bei der Wärmeleitfähigkeit sind die Unterschiede zwischen der vereinfachten Mischungsregel und dem Ansatz von BROMLEY (1951) bei feuchter Luft im untersuchten Temperaturbereich zu vernachlässigen.

Ein weiterer Ansatz zur Berechnung der dynamischen Viskosität feuchter Luft wurde von BROKAW (1969) veröffentlicht.

$$A_L = \left(\frac{\eta_L}{\eta_D}\right)^{1/2} S_{12} K_{12} \quad ; \quad A_D = \left(\frac{\eta_D}{\eta_L}\right)^{1/2} S_{21} K_{21} \qquad \text{(A 1.7)}$$

$$K_{12} = 0.823048024$$

$$K_{21} = 1.194526076$$

$$S_{12} = S_{21} = \frac{1 + (T_1^* T_2^*)^{1/2} + (\delta_1 \delta_2 / 4)}{[1 + T_1^* + (\delta_1^2/4)]^{1/2} [1 + T_2^* + (\delta_2^2/4)]^{1/2}}$$

$T_i^* = \frac{k}{\varepsilon} T$ reduzierte Temperatur T abs. Temperatur [K]

Stoff	Index	ε / k	δ
Luft	1	78.6 K	0
Wasser	2	809.1 K	1

δ Polaritätsparameter

Ein Vergleich zwischen vereinfachter Mischungsregel und diesem Ansatz zeigt Abb. A 1.1. Der Einfluss auf die dynamische Viskosität des Wasserdampfes ist nach BROKAW (1969) somit bis zu 11 Prozent niedriger als nach Gleichung (A 1.5). Die Anwendung der vereinfachten Mischungsregel führt somit zu einer größeren Abnahme der dynamischen Viskosität bei steigender Luftfeuchte und wachsender Temperatur. Der Einfluss des Wasserdampfes auf das Luft-/Dampfgemisch wird überschätzt. Tendenziell erreicht der Ansatz von BROKAW (1969) eine gute Übereinstimmung mit Messwerten von KERSTIN und WHITELAW (1964) (zit. in HAUENSCHILD, 1985). Weitere Mischungsregeln finden sich u. a. bei REID et al. (1977), die hier nicht im Einzelnen besprochen werden.

Da es kaum Messwerte für feuchte Luft gibt und die Mischungsregeln z. T. für andere Gasgemische entwickelt wurden, hat sich bis heute keine Berechnungsvorschrift für die spezifische Wärmeleitfähigkeit und dynamische Viskosität feuchter Luft durchgesetzt. Bei den Berechnungen in dieser Arbeit wird daher die vereinfachte Mischungsregel angewendet. Auch wenn hierdurch die Stoffwerte feuchter Luft stärker als tatsächlich von den Eigenschaften des Wasserdampfes beeinflusst werden, kann hiermit überprüft werden, ob die Luftfeuchte einen Einfluss auf die Berechnungen der Wärmeübertragung hat oder der Wärmeübergang auch mit ausreichender Genauigkeit unter Anwendung der Stoffwerte trockener Luft bestimmt werden kann.

Dass sich die Stoffwerte von trockener und feuchter Luft deutlich voneinander unterscheiden, ist in den Abbildungen A 1.2 und A 1.3 zu sehen. In Abhängigkeit der rel. Luftfeuchte und der Temperatur sind die Werte für Dichte, spez. Wärmekapazität, Wärmeausdehnungskoeffizient, Wärmeleitfähigkeit, dynamische Viskosität, kinematische Viskosität, Temperaturleitfähigkeit und Prandtl-Zahl eingezeichnet. In der linken Hälfte der Grafiken wurde als unabhängige Varia-

ble die Temperatur im Bereich von 0 °C bis 100 °C gewählt und Linien konstanter rel. Luftfeuchte mit phi = 0 (trockene Luft) bis phi = 100 (wasserdampfgesättigte Luft) in 10 %–Schritten eingezeichnet. Die Stoffeigenschaften feuchter Luft liegen innerhalb der abgebildeten Kurvenschar zwischen denen trockener Luft und einer reinen Wasserdampfatmosphäre, die bei 100 °C und 100 % rel. Luftfeuchte erreicht wird. In der rechten Hälfte wurde bei der Berechnung die rel. Luftfeuchte variiert und Linien konstanter Temperatur berechnet. Erwartungsgemäß verläuft die Linie t = 0 nahezu waagerecht, da selbst bei einer Luftfeuchte von 100 % der Wasserdampfdruck nur einen sehr kleinen Anteil am Gesamtdruck erreicht. Erst mit steigenden Temperaturen, bei denen auch der Sättigungsdruck von Wasserdampf steigt, ist ein zunehmender Einfluss der rel. Luftfeuchte auf die Stoffeigenschaften zu beobachten. Eine 5 prozentige Abweichung der Werte zwischen trockener und gesättigter Luft wird in der Regel erst ab 50 °C erreicht. Eine Ausnahme bildet die kinematische Viskosität, die als Verhältnis dynamischer Viskosität und Dichte berechnet wird. Die Abnahme der Dichte mit steigendem Wasserdampfanteil auf ca. 50 % und die gleichgerichtete Abnahme der kinematischen Viskosität bewirken, dass sich die Werte trockener und feuchter Luft nur maximal um 10 % unterscheiden. Eine noch geringere Abweichung von ca. 7 % ergab sich für den Wärmeausdehnungskoeffizient. Abweichend zu Gl. A 1.4 wurden die Werte mit der vereinfachten Mischungsregel und den in Tab. A 1.1 angegebenen Näherungsformeln berechnet. Hieran wird die Abweichung vom idealen Gaszustand deutlich, die durch die Polarität des Wasserdampfes verursacht wird und sich auch im Realgasfaktor widerspiegelt. Bei sehr hohem Wasserdampfanteil am Gesamtdruck kann feuchte Luft besonders bei hohen Temperaturen nur noch eingeschränkt als ideales Gas angesehen werden.

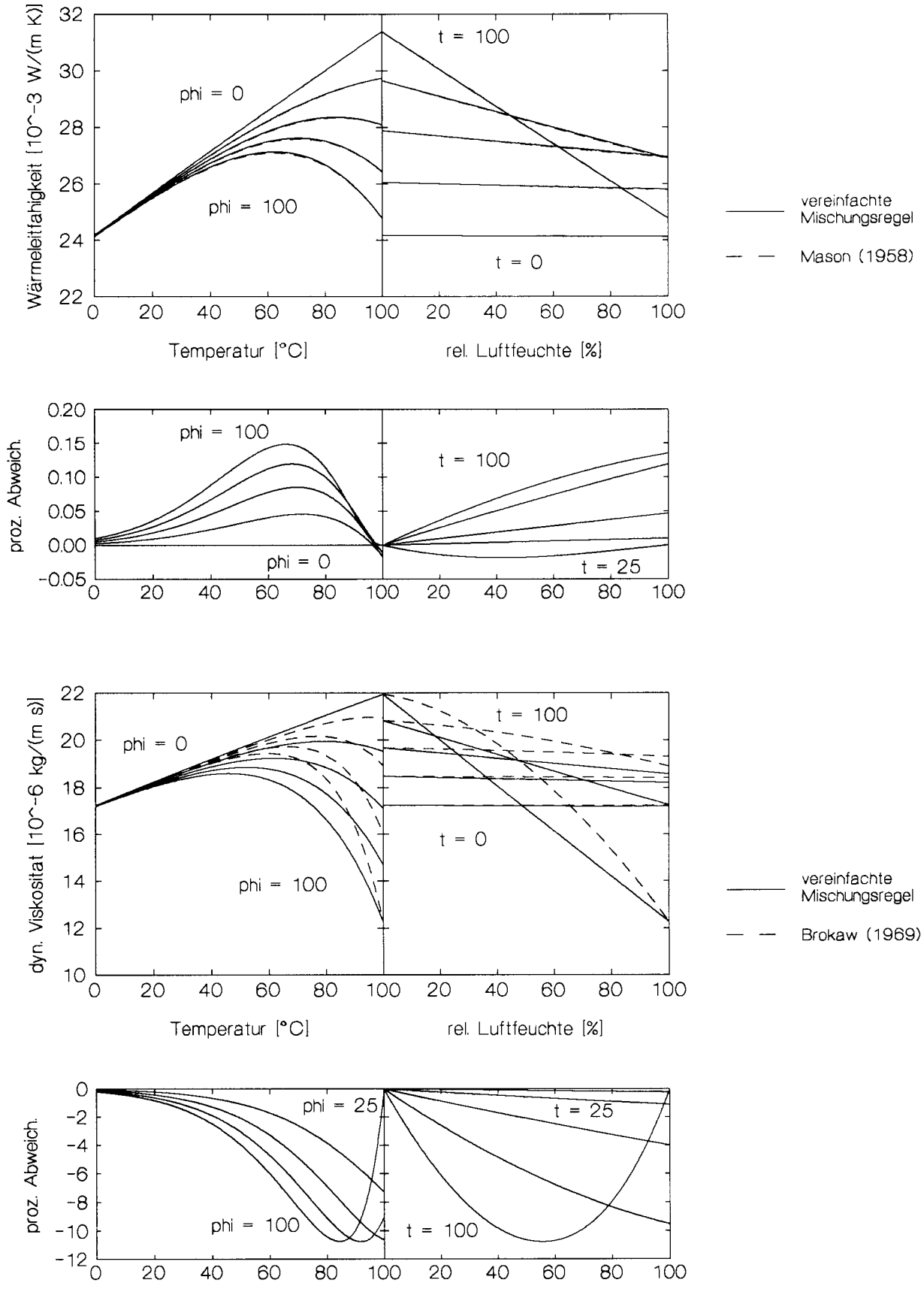


Abb. A 1.1 Einfluss der Mischungsregel auf die spezifische isobare Wärmeleitfähigkeit und die dynamische Viskosität feuchter Luft

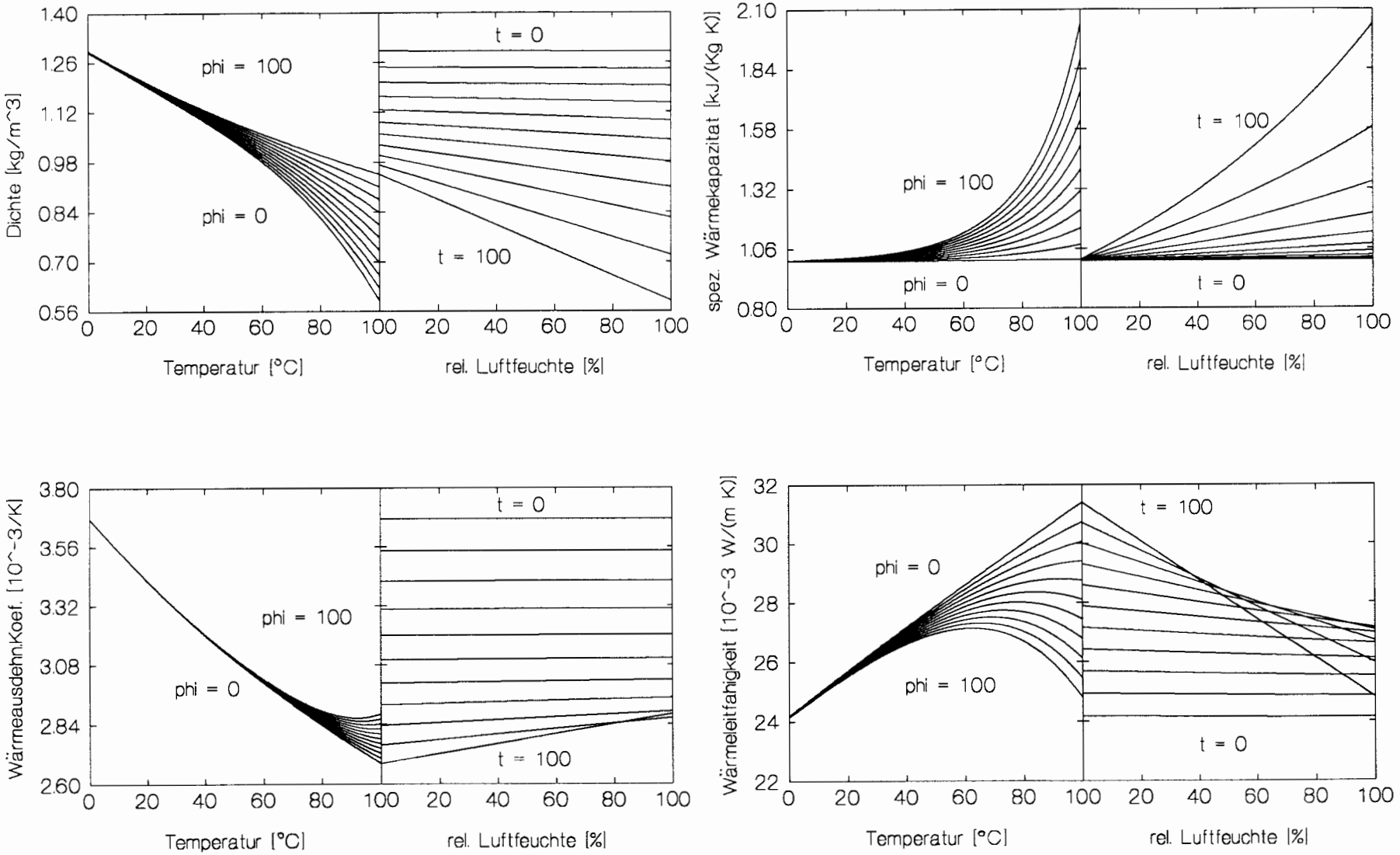


Abb. A 1.2 Stoffwerte feuchter Luft in Abhängigkeit von Temperatur und rel. Luftfeuchte:
Dichte, spez. isobare Wärmekapazität, Wärmeausdehungskoeffizient, Wärmeleitfähigkeit

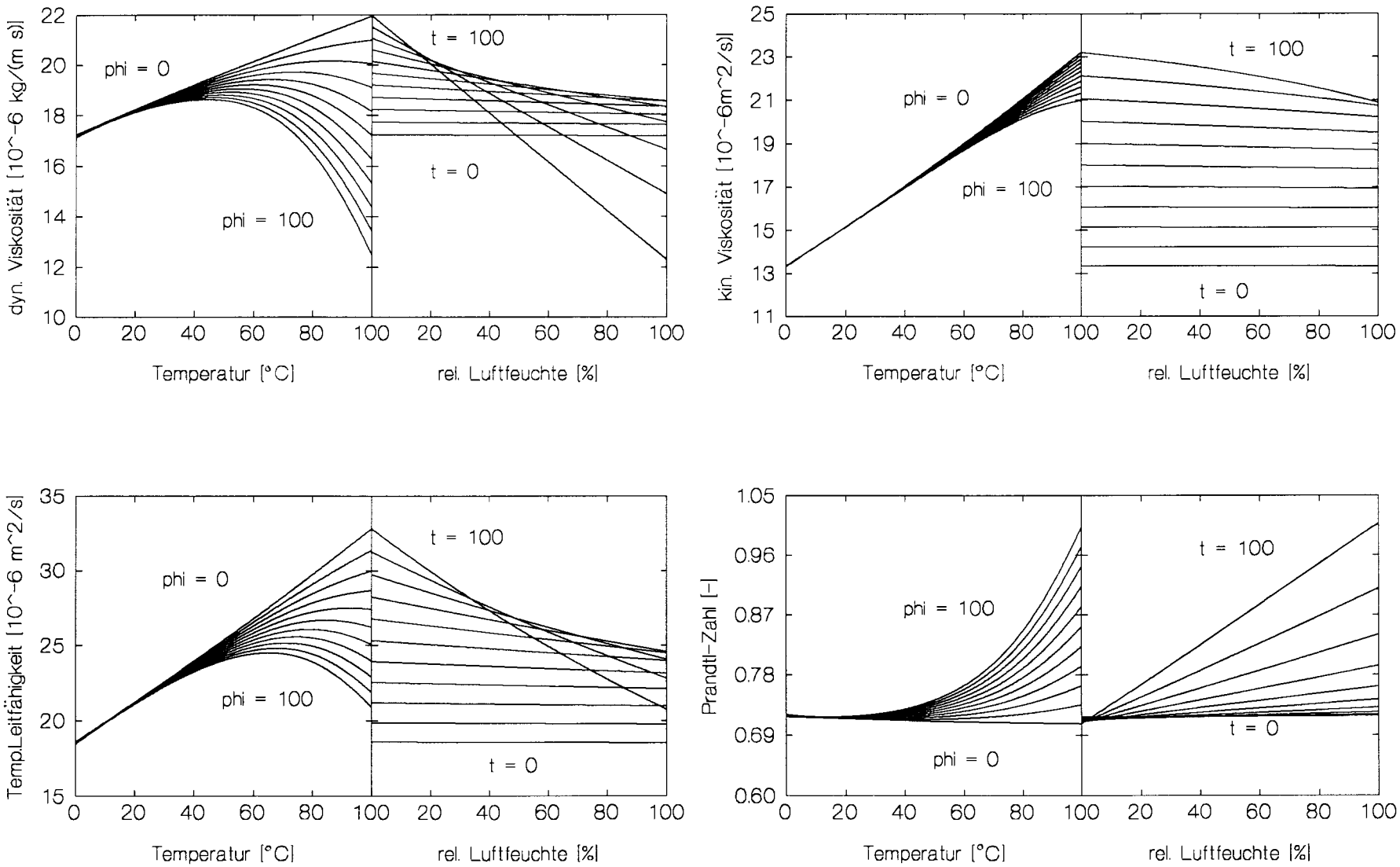


Abb. A 1.3 Stoffwerte feuchter Luft in Abhängigkeit von Temperatur und rel. Luftfeuchte: dynamische Viskosität, kinematische Viskosität, Temperaturleitfähigkeit, Prandtl-Zahl

A 2. Stationärer Wärmeübergang an einer ebenen Wand (Platte) bei freier und erzwungener Strömung

Die Wärmeübertragung zwischen bewegten Flüssigkeiten und Gasen und z. B. einer festen Wand wird als Wärmeübergang bezeichnet. Der hierbei auftretende Wärmestrom kann im stationären Zustand mit dem NEWTONschen Wärmeübergangsgesetz beschrieben werden.

$$\dot{Q} = \alpha A (\vartheta_F - \vartheta_W) \qquad \text{(A 2.1)}$$

mit	α	Wärmeübergangskoeff.	$[W/(m^2 K)]$
	A	Fläche	$[m^2]$
	ϑ	Temperatur Index F, W: Fluid, Wand	[°C]

Der Proportionalitätsfaktor α ist durch die physikalischen Eigenschaften des Fluids (vgl. Anhang 1), dem Strömungszustand und der äußeren geometrischen Form bestimmt. Bei der analytischen Behandlung werden Differentialgleichungen für das Strömungs- und Temperaturfeld benötigt, die aus den Gleichungen der Massen-, Impuls- und Energieerhaltung abgeleitet werden. Zur Vereinfachung wendete NUSSELT 1910 (zit. ELSNER et. Al 1993) als Erster die Ähnlichkeitsgesetze auf den Wärmeübergang an. Beschreibt man den Wärmeübergang mit Beziehungen zwischen dimensionslosen Kennzahlen, so verringert sich zum einen die Anzahl der Einflussgrössen. Gleichzeitig können die an einem Modell ermittelten Zusammenhänge auf andere Versuche übertragen werden, da bei physikalisch ähnlichen Problemen die Kenngrößen gleich sind. Eine dieser Kennzahlen ist der dimensionslose Wärmeübergangskoeffizient, der als NUSSELT-Zahl bezeichnet wird.

$$Nu = \frac{\alpha\, l}{\lambda} \quad \Rightarrow \quad \alpha = \frac{Nu\, \lambda}{l} \qquad \text{(A 2.2)}$$

mit	α	Wärmeübergangskoeff.	$[W/(m^2 K)]$
	l	charakteristische Länge	[m]
	λ	Wärmeleitfähigkeit	[W/(m K)]

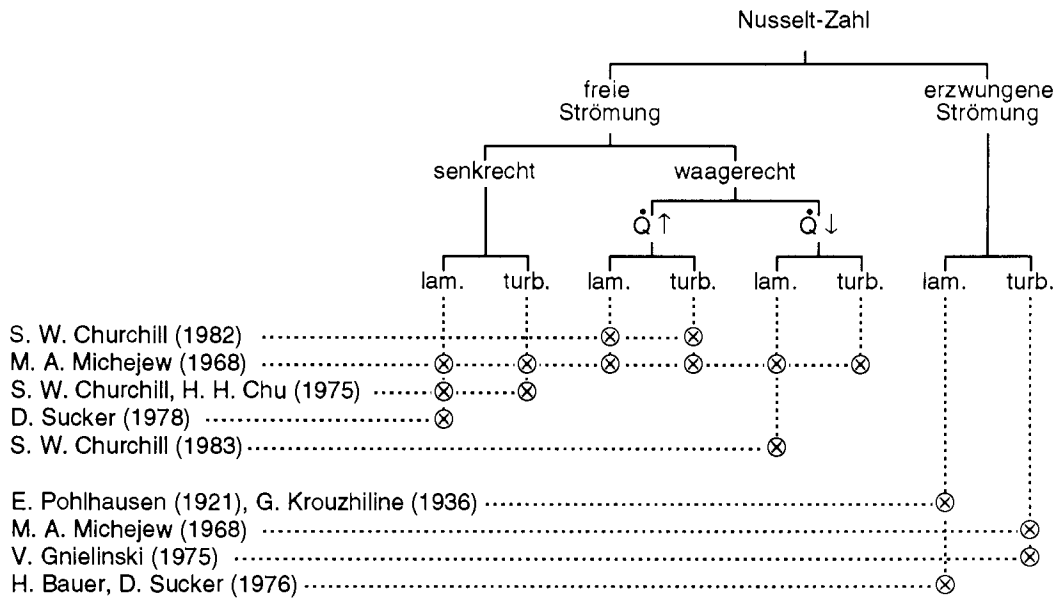


Abb. A 2.1 Übersicht zu unterschiedlichen Berechnungsgleichungen für den mittleren Wärmeübergang an einer ebenen Wand (stationäre Wärmeleitung)

Gelingt es, die NUSSELT-Zahl zu bestimmen, kann der Wärmeübergangskoeffizient α nach Gl. (A 2 .2) berechnet werden. In der Standardliteratur sind verschiedene empirische Relationen für den Wärmeübergang angegeben, die unterschiedliche Strömungsarten berücksichtigen. Die Abb. A 2.1 zeigt die Einteilung der von verschiedenen Autoren mitgeteilten Zusammenhänge für freie bzw. erwungene Strömung entlang einer ebenen Wand. Bei freier Konvektion ist neben den Strömungsverhältnissen auch die Lage der Oberfläche und die Richtung des Wärmestroms bei der Berechnung der NUSSELT-Zahl zu berücksichtigen.

Alle Ansätze, die in den Übersichten A 2.1 und A 2.2 wiedergegeben sind, wurden aus Lehr- und Fachbüchern entnommen. Die Titel der Orginalarbeiten der genannten Autoren sowie die zitierenden Quellen sind in der Literaturübersicht angegeben. Die Stoffwerte sind, wenn nicht anders angegeben, mit einer mittleren Grenzschicht-Temperatur $(\vartheta_{Ph} - \vartheta_\infty)/2$ zu berechnen.

Übersicht A 2.1 Gleichungen für die Berechnung der NUSSELT-Zahl bei erwungener Strömung entlang einer ebenen Wand

$Nu = 0.664\ Re^{1/2}\ Pr^{1/3}$			A 2.3
für	**N. Elsner (1993)** Grundlagen der Technischen Thermodynamik Band 2: Wärmeübertragung S. 213	**F. Hell (1982)** Grundlagen der Wärmeübertragung S. 77	E. Pohlhausen (1921), G. Krouzhiline (1936)
$Re \le Re_{krit.} \approx 10^5$		$10^2 \le Re \le 10^5$	
$0.6 \le Pr \le 2000$	$0.1 \le Pr \le 10^3$		
$Nu = 0.8\ (Re\ Pr)^{0.1} + \frac{1.47}{[1 + (1.67\ Pr^{1/6})^2]^{1/2}} \frac{Re\ Pr}{1 + 1.30\ (Re\ Pr)^{1/2}}$			A 2.4
für $0 \le Re \le Re_{krit.} \approx 5 * 10^5$			H. Bauer, D. Sucker (1976)
$0 \le Pr \le \infty$			
$Nu = 0.037\ Re^{0.8}\ Pr^{0.43}$	Stoffwerte bei Fluid-Temperatur		A 2.5
für $Re > 10^5$			M. A. Michejew (1968)
$0.6 \le Pr \le 600$			
$Nu = \frac{0.037\ Re^{0.8} Pr}{1 + 2.443\ Re^{-0.1}(Pr^{2/3} - 1)}$	**O. Krischer, W. Kast (1978)** Die wissenschaftlichen Grundlagen der Trocknungstechnik, 3. Auflage Trocknungstechnik, Erster Band (Seite 132)		A 2.6
für			Gnielinski (1975)
$10^5\ (Re_{krit.}) \le Re \le 10^7$			
$0.6 \le Pr \le 2000$	$0.7 \le Pr \le 600$		

Übersicht A 2.2 Gleichungen für die Berechnung der NUSSELT-Zahl bei freier Strömung entlang einer ebenen Wand

A 2.7 — M. A. Michejew (1968)

$$Nu = k_1 k_2 (Gr\ Pr)^n \qquad \text{für} \quad Pr \geq 0.7$$

k_1	Faktor für Lage und Form der Oberfläche
1.3	waagerechte Oberfläche; Wärmeübergang nach oben
0.7	; Wärmeübergang nach unten
1.0	senkrechte Oberfläche

Gr Pr	k_2	n	Strömungsbereich
$\leq 1 \cdot 10^{-3}$	0.5	0	ruhendes Fluid
$1 \cdot 10^{-3} .. 5 \cdot 10^{2}$	1.18	1/8	schleichende Bewegung
$5 \cdot 10^{2} .. 2 \cdot 10^{7}$	0.54	1/4	laminare Strömung
$2 \cdot 10^{7} .. 1 \cdot 10^{13}$	0.135	1/3	turbulente Strömung

A 2.8 — S. W. Churchill, H. H. Chu (1975)

$$Nu = \left[0.825 + 0.387 \left(Gr\ Pr\ f_1(Pr) \right)^{1/6} \right]^2$$

für

$$10^{-1} \leq Gr\ Pr \leq 10^{12}$$
$$10^{-3} < Pr \leq \infty$$

$$f_1(Pr) = \left[1 + \left(\frac{0.492}{Pr} \right)^{9/16} \right]^{-16/9}$$

A 2.9 — D. Sucker (1978)

$$Nu = 0.8\ (Gr\ Pr)^{0.1} + f_1(Pr) \frac{(Gr\ Pr)^{0.36}}{0.8 + (Gr\ Pr)^{0.11}}$$

für

$$0 \leq Gr\ Pr \leq (Gr\ Pr)_{krit.}$$
$$0 \leq Pr \leq \infty$$

Luft $(Gr\ Pr)_{krit.} \approx 4 \cdot 10^8$

$$f_1(Pr) = \frac{0.8\ Pr^{1/4}}{\left[1 + \left(1.194\ Pr^{1/4} \right)^{5/2} \right]^{2/5}}$$

A 2.10 — Churchill (1982)

$$Nu = 0.766\ (Gr\ Pr\ f_2(Pr))^{1/5}$$

für laminare Strömung

$$Gr\ Pr \cdot f_2(Pr) \leq 7 \cdot 10^4$$

$$Nu = 0.15\ (Gr\ Pr\ f_2(Pr))^{1/3}$$

für turbulente Strömung

$$Gr\ Pr \cdot f_2(Pr) \geq 7 \cdot 10^4$$

$$f_2(Pr) = \left[1 + \left(\frac{0.322}{Pr} \right)^{11/20} \right]^{-20/11}$$

A 2.11 — Churchill (1983)

$$Nu = 0.6\ (Gr\ Pr\ f(Pr))^{1/5}$$

für laminare Strömung

$$10^3 \leq Gr\ Pr \cdot f(Pr) \leq 10^{10}$$

$$f(Pr) = \left[1 + \left(\frac{0.492}{Pr} \right)^{9/16} \right]^{-16/9}$$

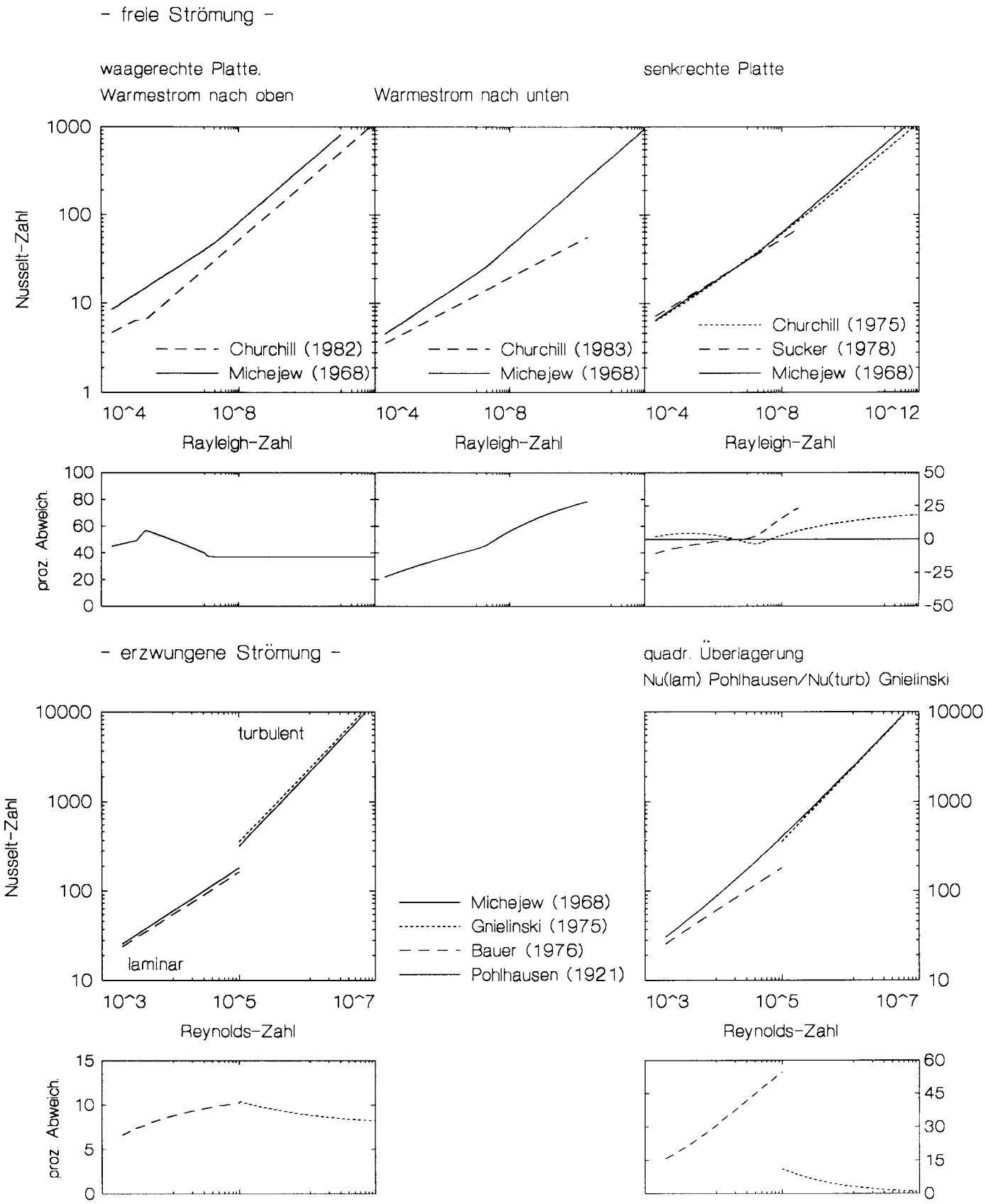


Abb. A 2.1 NUSSELT-Zahl in Abhängigkeit der RAYLEIGH-Zahl (freie Strömung) und REYNOLDS-Zahl (erz. Strömung) an einer überströmten Wand nach unterschiedl. Autoren

Eine grafische Darstellung der angegebenen Gleichungen für freie ($10^4 < Ra < 10^{12}$) und erzwungene Strömung ($10^3 < Re < 10^7$) zeigt Abb. A 2.2. Für eine bessere Vergleichbarkeit ist unter jeder Grafik die prozentuale Abweichung zwischen den einzelnen Ansätzen wiedergegeben. Die Differenz ist jeweils auf den höheren Einzelwert bezogen. Für die freie Strömung an einer senkrechten Platte wurden für den Vergleich der drei verschiedenen Ansätze als Bezugsgröße die Werte nach MICHEJEW (Gl. A 2.7) gewählt.

Bei freier Strömung an einer waagerechten Platte betragen die Unterschiede zwischen dem Ansatz von MICHEJEW (1968) und CHURCHILL (1982, 1983) 20 % bis 80 %, die auch bei der logarithmischen Einteilung der Achsen deutlich sichtbar sind. Eine größere Übereinstimmung der NUSSELT-Zahlen wird von den verschiedenen Ansätzen bei freier Konvektion an einer senkrechten Platte erreicht. Hier variieren die Werte um 5 % bis 25 %. Für die erzwungene Strömung ergeben sich nahezu parallele Verläufe der Funktionen im laminaren und turbulenten Bereich (Grenzwert $Re_{krit} \approx 10^5$), die sich im Durchschnitt um 5 % bis 10 % unterscheiden. Um zum einen dem Problem der Bestimmung des Strömungscharakters (Festlegung der kritischen REYNOLDS-Zahl) zu entgehen und um andererseits eine geschlossene Lösung (stetige Funktion) für die NUSSELT-Zahl für alle REYNOLDS-Zahlen zu erhalten, wird für nummerische Berechnungen der NUSSELT-Zahl folgende Gleichung empfohlen (GNIELINSKI, 1975):

$$Nu = \left(Nu_{lam.}^{2} + Nu_{turb.}^{2} \right)^{1/2} \qquad \text{(A 2.12)}$$

Hierbei wird der Mittelwert (quadratische Überlagerung) aus der NUSSELT-Zahl für laminare und turbulente Strömung gebildet, die für alle REYNOLDS-Zahl zu berechnen sind. Beispielhaft wurde eine quadratische Überlagerung (Abb. A 2.2 rechts unten) mit den Ansätzen von POHLHAUSEN (laminar) und GNIELINSKI (turbulent) durchgeführt. Besonders im Bereich der kritischen REYNOLDS-Zahl ($Re_{krit} \approx 10^5$) weicht die nach Gleichung (A 2.12) berechnete Kurve um bis zu 60 % von den Werten ab, die sich aus dem laminaren Ansatz ergeben. Mit abnehmenden REYNOLDS-Zahlen sinkt der Unterschied auf ca. 15 %. Der Einfluss von $Nu_{lam.}$ auf die NUSSELT-Zahl im turbulenten Bereich ist demgegenüber deutlich geringer. Bei $Re = 10^5$ beträgt er lediglich ca. 15 % und nimmt mit steigender REYNOLDS-Zahl immer mehr ab. Trotz dieser enormen Unterschiede soll diese Form der Berechnung die Versuchsergebnisse im Übergangsbereich oft besser wiedergeben (ELSNER et. Al 1993). Die von GNIELINSKI (zit. KRISCHER, KAST, 1978) zusammengestellten Ergebnisse von gemessenen NUSSELT-Zahlen verschiedener Verfasser an überströmten ebenen Platten lassen sich gut mit der Gleichung (A 2.12) im Bereich $10^2 < Re < 10^7$ beschreiben. Die Messwerte weichen nicht mehr als ± 15 % von der Mittelwertskurve ab.

Grundsätzlich bleibt jedoch eine Unsicherheit bei der Berechnung der NUSSELT-Zahl, die zum einen aus der Wahl der Berechnungsvorschrift herrührt. Gleichzeitig ist zu berücksichtigen, dass die Ähnlichkeitstheorie von einer stationären Strömung mit konstanten Stoffeigenschaften ausgeht. Diese Bedingungen werden in praktischen Anwendungen meistens nicht eingehalten. Auch gehen eine eventuell vorhandene Oberflächenrauhigkeit oder Störungen der Strömung nicht in die Berechnung ein. Die Gleichungen gelten nur für glatte Oberflächen. Vereinfachte Gleichungen, mit denen der Wärmeübergangskoeffizient zwischen Luft und ebenen Flächen direkt berechnet werden kann, sind in der Übersicht A 2.3 angegeben. Einige diese Gleichungen wurden u. a. auch schon von CAMMERER (1962) zitiert und sollen dem Praktiker z.B. bei konkreten Fragen der Wärmeisolierung, eine einfache Berechnungsgrundlage bieten.

Übersicht. A 2.3 Gleichungen für die Berechnung des Wärmeübergangskoeff. α [W/(m² K)] für erzwungene und freie Strömung entlang einer ebenen Wand

	Wärmeübergangskoeffizient [W/(m² K)]		Jürges (o.A.)	
	$w \leq 5$ m/s	$w > 5$ m/s		
erzw. Strömung				
a) Walzoberfläche	$\alpha_K = 5.8 + 4.0\ w$	$\alpha_K = 7.14\ w^{0.78}$	A 2.13	A 2.14
b) verkrustet, Mauerwerk	$\alpha_K = 6.2 + 4.2\ w$	$\alpha_K = 7.52\ w^{0.78}$	A 2.15	A 2.16
freie Strömung				
a) senkrechte Wand	$\alpha_K = 1.37 \left(\frac{\vartheta_\infty - \vartheta_{Ph}}{H}\right)^{0.25}$	$\alpha_K = 2.56\ \Delta\vartheta_{Ph,\infty}^{0.25}$	A 2.17	
b) waagerechte Wand – Wärmeübergang nach oben	$\alpha_K = 3.26\ (\vartheta_\infty - \vartheta_{Ph})^{0.25}$	$\alpha_K = (2.7 \ldots 3.3)\ \Delta\vartheta_{Ph,\infty}^{0.25}$	A 2.18	
c) waagerechte Wand – Wärmeübergang nach unten		$\alpha_K = (0.6 \ldots 1.3)\ \Delta\vartheta_{Ph,\infty}^{0.25}$	A 2.19	
senkrechte und waagerechte Wand Gesamtwärmeübergang (Konvektion und Strahlung)	$\alpha_{KS} = 9.8 + 0.07\ (\vartheta_\infty - \vartheta_{Ph})^{0.25}$		A 2.20	
	R. Döring, M. Koch, H. Zeltner (1989)	Nusselt und Henkey(o. A.) zit. G. Meyer, E. Schiffner (1989)		

mit w Luftgeschwindigkeit [m/s]
H Höhe der Wand [m]
ϑ Temperatur [°C]
Index Ph : Wandoberfläche (Phasengrenze)
∞ : Lufttemperatur außerhalb der Grenzschicht

Leider fehlen genaue Angaben zu ihrem Gültigkeitsbereich. Nach diesen Ansätzen wird der Wärmeübergang bei erzwungener Strömung nur von der Luftgeschwindikgeit und der Oberflächenrauhigkeit beeinflusst. Bei freier Strömung ist α lediglich von der Temperaturdifferenz zwischen Luft und Wandoberfläche und bei senkrechten Wänden zusätzlich von der Wandhöhe abhängig. Tendenziell beschreiben die vereinfachten Formeln den Wärmeübergang in gleicher Weise wie die dimensionslosen Kennzahlen. Bei erzwungener Strömung steigt mit zunehmender Luftgeschwindigkeit der Wärmeübergang. Der geringste Wärmeübergang wird bei freier Strömung an waagerechten Fläche mit einem Wärmestrom nach unten beobachtet.

A 3. Gleichungen zur Berechnung der Temperaturverteilung im Brettquerschnitt

(Lösung der partiellen Differenzialgleichung mit dem impliziten Differenzenverfahren)

$$\frac{\vartheta_{i}^{m+1} - \vartheta_{i}^{m}}{\Delta t} = \left(\left\{ \frac{\lambda}{r_u c_{fH}} \right\}_{i-1,i}^{m+1} \frac{\left(\vartheta_{i-1}^{m+1} - \vartheta_{i}^{m+1} \right)}{(\Delta x)^2} \right) - \left(\left\{ \frac{\lambda}{r_u c_{fH}} \right\}_{i,i+1}^{m+1} \frac{\left(\vartheta_{i}^{m+1} - \vartheta_{i+1}^{m+1} \right)}{(\Delta x)^2} \right) \qquad \text{A 3.1}$$

$$v_i = \left\{ \frac{\lambda}{r_u c_{fH}} \right\}_{i}^{m+1} \frac{\Delta t}{(\Delta x)^2}$$

$$\vartheta_{i}^{m+1} - \vartheta_{i}^{m} = v_{i-1,i} \vartheta_{i-1}^{m+1} - v_{i-1,i} \vartheta_{i}^{m+1} - v_{i,i+1} \vartheta_{i}^{m+1} + v_{i,i+1} \vartheta_{i+1}^{m+1}$$

$$\Rightarrow \quad \vartheta_{i}^{m+1} + v_{i-1,i} \vartheta_{i}^{m+1} + v_{i,i+1} \vartheta_{i}^{m+1} - v_{i-1,i} \vartheta_{i-1}^{m+1} - v_{i,i+1} \vartheta_{i+1}^{m+1} = \vartheta_{i}^{m}$$

$$\Rightarrow \quad - v_{i-1,i} \vartheta_{i-1}^{m+1} + (1 + v_{i-1,i} + v_{i,i+1}) \vartheta_{i}^{m+1} - v_{i,i+1} \vartheta_{i+1}^{m+1} = \vartheta_{i}^{m}$$

für Schicht i = 1 (Brettoberfläche): A 3.1.1

$$- v_{0,1} \vartheta_{0}^{m+1} + (1 + v_{0,1} + v_{1,2}) \vartheta_{1}^{m+1} - v_{1,2} \vartheta_{2}^{m+1} = u_{1}^{m}$$

$$\vartheta_{0}^{m+1} = \frac{\alpha \vartheta_{\infty} + \vartheta_{1}^{m+1} \left(\frac{\lambda_{0,1}^{m+1}}{\Delta x} - \frac{\alpha}{2} \right) - \sigma (Y_{Ph} - Y_{\infty}) \Delta h_V}{\frac{\lambda_{0,1}^{m+1}}{\Delta x} + \frac{\alpha}{2}}$$

$$\Rightarrow \quad \underbrace{(1 + v_{1,2} + v_{0,1} \left(1 - \frac{\frac{\lambda_{0,1}^{m+1}}{\Delta x} - \frac{\alpha}{2}}{\frac{\lambda_{0,1}^{m+1}}{\Delta x} + \frac{\alpha}{2}} \right)}_{C_2} \vartheta_{1}^{m+1} - v_{1,2} \vartheta_{2}^{m+1} = \vartheta_{1}^{m} + \underbrace{v_{0,1} \frac{\alpha \vartheta_{\infty} - \sigma (Y_{Ph} - Y_{\infty}) \Delta h_V}{\frac{\lambda_{0,1}}{\Delta x} + \frac{\alpha}{2}}}_{C_3}$$

für Schicht i = 2, .. , n – 2: A 3.1

$$- v_{i-1,i} \vartheta_{i-1}^{m+1} + (1 + v_{i-1,i} + v_{i,i+1}) \vartheta_{i}^{m+1} - v_{i,i+1} \vartheta_{i+1}^{m+1} = \vartheta_{i}^{m}$$

für Schicht i = n – 1 (Brettmitte): A 3.1.3

$$- v_{n-2,n-1} \vartheta_{n-2}^{m+1} + (1 + v_{n-2,n-1} + v_{n-1,n}) \vartheta_{n-1}^{m+1} - v_{n-1,n} \vartheta_{n}^{m+1} = \vartheta_{n-1}^{m}$$

$$\vartheta_{n-2}^{m+1} = \vartheta_{n}^{m+1} \quad ; \quad v_{n-2,n-1} = v_{n-1,n}$$

$$\Rightarrow \quad -2 v_{n-2,n-1} \vartheta_{n-2}^{m+1} + (1 + 2 v_{n-2,n-1}) \vartheta_{n-1}^{m+1} = \vartheta_{n-1}^{m}$$

$$\begin{bmatrix} & 1 & 2 & 3 & .. \, n-1 \\ 1 & C_2 & -v_{1,2} & 0 & \\ 2 & -v_{1,2} & 1 + v_{1,2} + v_{2,3} & -v_{2,3} & \cdots \\ 3 & 0 & -v_{2,3} & 1 + v_{2,3} + v_{3,4} & \cdots \\ 4 & & 0 & -v_{3,4} & \cdots \\ \vdots & & & 0 & \cdots \\ & & & & \cdots \\ n-1 & & & & \end{bmatrix} \times \begin{Bmatrix} \vartheta_{1}^{m+1} \\ \vartheta_{2}^{m+1} \\ \vartheta_{3}^{m+1} \\ \vartheta_{4}^{m+1} \\ \vdots \\ \vartheta_{n-1}^{m+1} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \vartheta_{1}^{m} + C_3 \\ \vartheta_{2}^{m} \\ \vartheta_{3}^{m} \\ \vartheta_{4}^{m} \\ \vdots \\ \vartheta_{n-1}^{m} \end{Bmatrix}$$

A 4. Differentielle und integrale Bindungsenthalpie von Holz berechnet nach verschiedenen Ansätzen für *Picea sitchensis*, *Afzelia sp.* und *Aextoxicon punctatum* (vgl. Kap. 5.5)

Bindungsenthalpie	u [%]	Weichert *Fichte* 1)	Kayihan 2)	Volbehr (Skaar) *Fichte* 3)	Volbehr : (Kollmann)	Kollmann *Fichte* 4)	Hailwood *Fichte* 5a)	Hailwood b)	Hart *Fichte* 6a)	Hart b)	*Afzelia* 6a)	*Afzelia* b)	*Aextoicon* 6a)	*Aextoicon* b)
Gl. →			5.70	5.68	5.66			5.75						
diff. h_B [kJ/kg Wasser]	1	949,57	914,85	788,05	1007,45	1162,05	651,37	498,85	882,05	725,07	1528,48	1250,84	1068,25	878,13
	2	887,18	883,31	695,78	796,01	872,55	626,36	477,47	736,74	605,00	1278,22	1043,98	914,23	750,10
	4	692,92	820,21	542,39	532,87	599,56	572,94	441,65	564,50	464,44	925,27	763,84	735,52	603,73
	6	478,97	757,12	422,82	381,52	465,93	478,27	382,94	444,77	367,44	592,46	505,39	609,29	501,66
	8	339,13	694,03	329,61	286,56	364,93	359,26	301,64	350,69	291,28	300,36	272,90	505,78	418,42
	10	261,68	630,93	256,94	223,10	274,20	258,68	224,75	274,23	229,21	144,10	123,25	416,92	347,02
	15	134,40	473,20	137,86	133,22	135,17	124,73	110,53	139,65	118,90			243,10	206,46
	20	63,64	315,47	73,97	88,45	53,04	71,41	62,11	66,42	56,95			127,60	111,21
	25		157,73	39,69	62,97	22,27	26,58	27,29	44,67	28,99			70,43	58,56
	30		0,00	21,29	47,10		0,00	0,00	19,33	5,63			46,73	28,51
int. H_B [kJ/kg trock. Holz]	25		3,94	3,19	2,72	0,11	0,39	0,52	1,61	0,90			2,64	1,94
	20		15,77	5,94	6,45	1,65	2,94	2,79	4,31	3,01			7,30	6,00
	15		35,49	11,07	11,88	6,14	7,67	6,96	9,23	7,23			16,35	13,78
	10		63,09	20,63	20,50	16,05	16,73	14,94	19,29	15,71	2,89	2,04	32,60	27,42
	8		76,34	26,47	25,55	22,40	22,87	20,18	25,52	20,90	7,13	5,88	41,81	35,06
	6		90,85	33,95	32,17	30,73	31,25	27,04	33,45	27,47	15,97	13,60	52,94	44,24
	4		106,63	43,56	41,19	41,27	41,81	35,33	43,50	35,75	31,13	26,28	66,35	55,27
	2		123,66	55,88	54,21	55,72	53,84	44,53	56,41	46,36	53,10	44,29	82,74	68,71
	1		132,65	63,29	63,17	65,90	60,23	49,41	64,51	53,01	67,13	55,77	92,65	76,85
Gl. ←			5.71	5.69	5.67									

1) Berechnet aus den experimentell ermittelten Sorptionsisothermen bei 25, 50, 75 und 100 °C
2) mit h_V = 2366 kJ/kg bei ϑ = 62.5 °C (Gl. 5.72)
3) Mathematische Beschreibung der Messwert von Volbehr (1896) über die Gesamtquellungswärme von Fichte

Berechnete Werte aus den Sorptionsisothermen nach verschiedenen Ansätzen

$$\left[\frac{d\left(\ln\left(\frac{p_{DT}}{p_{DS}}\right)\right)}{d\left(\frac{1}{T}\right)}\right]_{u\,=\,konst.}$$

4) Beschreibung der Sorptionsisothermen für Fichte mit Gl. 5.35 bei 25, 50, 75, 100 °C
5) Sorptionsisotherme mit Gl. 5.32 — a) im Temperaturbereich von 25 - 100 °C
6) Sorptionsisotherme mit Gl. 5.51 — b) im Temperaturbereich von 0 - 100 °C

A 5. Zusammenhang zwischen Volumenquellung, -schwindung und der Längenänderung in den drei anatomischen Hauptrichtungen.

Üblicherweise wird aufgrund der großen Streuungen der Quell- und Schwindmaße von Holz vereinfachend angenommen, dass die Volumenquellung als Summe der Längenänderung in radialer, tangentialer und longitudinaler Richtung berechnet werden kann (KOLLMANN, 1951, S. 415; DIN 52184, Mai 1979). Die exakte Formel für die Volumenquellung $\alpha_{V,max}$ eines Körpers mit der Kantenlänge 100 ist in Gl. A 5.1.1 wiedergegeben. Da die Quellung in longitudinaler Richtung nach Angaben von MÖRATH (1932) im Mittel nur 0.42 % (maximal 1.2 %) betrug, sind die Ausdrücke mit $\alpha_{lon.}$ möglicherweise zu vernachlässigen, so dass für $\alpha_{V,max}$ die Gleichung A 5.1.2 gilt. Eine weitere Vereinfachung ergibt sich, wenn $\alpha_{V,max}$ nur mit α_{tan} und α_{rad} ohne das Produkt $(\alpha_{rad} \cdot \alpha_{tan})/100$ berechnet wird (Gl. A 5.1.3). Für die maximale Volumenschwindung $\beta_{V,max}$ ergeben sich analog die Gleichungen A 5.2.1 bis A 5.2.3. Die statistische Auswertung der Untersuchungen von MÖRATH (1932) und SIMPSON, SAGOE (1991) führte zu den in Tabelle A 5.1 eingetragenen Extremwerten, Mittelwerten und Standardabweichungen. Die kursiv gedruckten Angaben sind die korrespondierenden Schwind- bzw. Quellmaße (Gl. 5.1). Den Unterschied zwischen Gl. A 5.1.1 und Gl. A 5.1.3 macht Abb. A 5.1 deutlich. Berechnet man das gequollene Volumen als Summe aus tangentialer, radialer und longitudinaler Quellung, so ergibt sich der links eingezeichnete Körper. Das tatsächliche Volumen ist jedoch um das abgebildete

Übersicht A 5.1 Berechnung der Volumenquellung und -schwindung aus den Quell- und Schwindmaßen in den drei anatomischen Hauptrichtungen

$$\alpha_{vol.} = \left[\left(1+\frac{\alpha_{rad.}}{100}\right)\left(1+\frac{\alpha_{tan.}}{100}\right)\left(1+\frac{\alpha_{lon.}}{100}\right)-1\right]\cdot 100 \quad [\%] \qquad \text{A 5.1.1}$$

$$= \alpha_{rad.}+\alpha_{tan.}+\alpha_{lon.}+\frac{(\alpha_{rad.}\,\alpha_{tan.})}{100}+\frac{(\alpha_{rad.}\,\alpha_{lon.})}{100}+\frac{(\alpha_{tan.}\,\alpha_{lon.})}{100}+\frac{(\alpha_{rad.}\,\alpha_{tan.}\alpha_{lon.})}{10000} \qquad \text{A 5.1.1}$$

$$\approx \alpha_{rad.}+\alpha_{tan.}+\frac{(\alpha_{rad.}\,\alpha_{tan.})}{100} \qquad \text{A 5.1.2}$$

$$\approx \alpha_{rad.}+\alpha_{tan.} \qquad \text{A 5.1.3}$$

$$\beta_{vol.} = \left[1-\left(1-\frac{\beta_{rad.}}{100}\right)\left(1-\frac{\beta_{tan.}}{100}\right)\left(1-\frac{\beta_{lon.}}{100}\right)\right]\cdot 100 \quad [\%] \qquad \text{A 5.2.1}$$

$$= \beta_{rad.}+\beta_{tan.}+\beta_{lon.}-\frac{(\beta_{rad.}\,\beta_{tan.})}{100}-\frac{(\beta_{rad.}\,\beta_{lon.})}{100}-\frac{(\beta_{tan.}\,\beta_{lon.})}{100}+\frac{(\beta_{rad.}\,\beta_{tan.}\beta_{lon.})}{10000} \qquad \text{A 5.2.1}$$

$$\approx \beta_{rad.}+\beta_{tan.}-\frac{(\beta_{rad.}\,\beta_{tan.})}{100} \qquad \text{A 5.2.2}$$

$$\approx \beta_{rad.}+\beta_{tan.} \qquad \text{A 5.2.3}$$

mit α Quellmaß [%] Index: vol. Volumen rad. radial
β Schwindmaß [%] tan. tangential lon. longitudinal

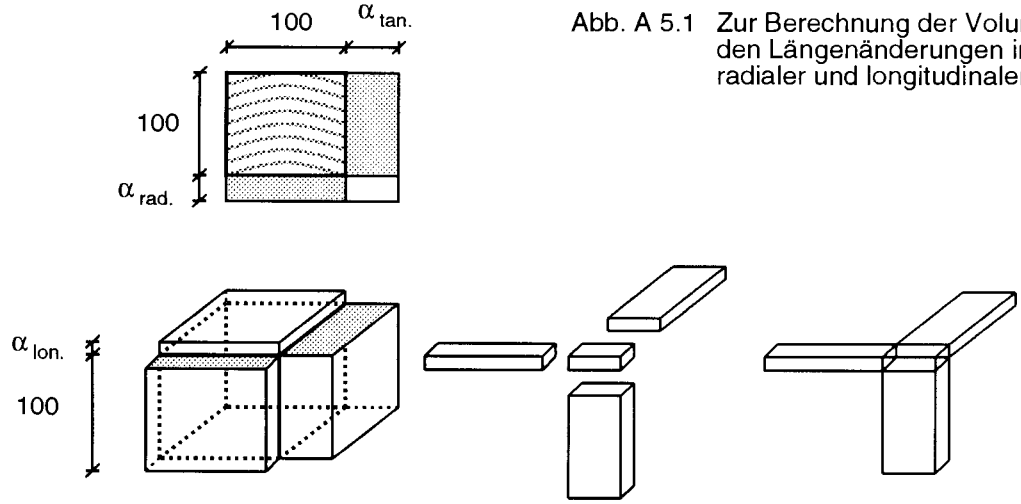


Abb. A 5.1 Zur Berechnung der Volumenquellung aus den Längenänderungen in tangentialer, radialer und longitudinaler Richtung

Differenzvolumen größer. Berechnet man die Volumenquellung $\alpha_{V,max}$ mit den Extremwerten bzw. den Mittelwerten der tangentialen, radialen und longitudinalen Quellung und den in Übersicht A 5.1 aufgeführten Formeln, so ergeben sich die in Tabelle A 5.1 angegebenen Werte für $\alpha_{V,max,ber.}$ sowie die proz. Abweichungen bezogen auf die vereinfachte Gleichung A 5.1.3 ($a_{tan} + \alpha_{rad}$). Bei kleinen Werten, den Minimumwerten für $\alpha_{tan.}$, $\alpha_{rad.}$ und $\alpha_{lon.}$, ist der Fehler in der Berechnung von $\alpha_{V,max}$ nur gering. Die exakte Volumenquellung nach Gl. A 5.1.1 ist nur 1.92 % größer als mit Gl. A 5.1.3 berechnet. Trotz der insgesamt geringen Längenquellung ist

Tab. A 5.1 Quellung (MÖRATH, 1932) und Schwindung (SIMPSON, SAGOE ,1991) von Holz a) Messwerte b) berechnete Volumenquellungen mit Formeln aus Übersicht A 5.1

		Mörath (1932)					Simpson, Sagoe (1991)					
		N	Min	Max	Ø	Std. Abw.	Min	Max	Ø	Std. Abw.	N	
gemessen	$\alpha_{vol.}$	145	5.20	28.10	15.00	4.21	*4.38*	*25.79*	*14.42*			
			4.94	*21.94*	*13.04*		4.20	20.50	12.60	2.84	400	$\beta_{vol.}$
	$\alpha_{tan.}$	145	3.50	15.00	8.90	2.52	*3.31*	*16.41*	*8.70*			
			3.38	*13.04*	*8.17*		3.20	14.10	8.00	1.87	397	$\beta_{tan.}$
	$\alpha_{rad.}$	145	0.30	11.20	5.00	1.79	*1.73*	*9.65*	*4.71*			
			0.30	*10.07*	*4.76*		1.70	8.80	4.50	1.23	405	$\beta_{rad.}$
	$\alpha_{lon.}$	146	0.06	1.20	0.42	0.22						
			0.06	*1.19*	*0.42*							$\beta_{lon.}$

berechnet	$\alpha_{vol.\ ber.}$	A 5.1.1	3.87	29.41	14.83						
		A 5.1.2	*3,81*	*27.88*	*14.34*		*4.85*	*21.66*	*12.14*		A 5.2.2 $\beta_{vol.\ ber.}$
		A 5.1.3	*3.80*	*26.20*	*13.90*		*4.90*	*22.90*	*12.50*		A 5.2.3
proz. Abw. zu Gl. A 5.1.3			1.92	12.27	6.66	(A 5.1.1)					proz. Abw. zu Gl. A 5.2.3
			0.28	*6.41*	*3.20*	(A 5.1.2)	*−1.11*	*−5.42*	*−2.88*	(A 5.2.2)	

das Ergebnis auf die Gesamtquellung bei durchschnittlicher radialer und tangentialer Quellung nicht zu vernachlässigen. Berücksichtigt man nur die exakte Flächenzunahme der Holzprobe im Querschnitt (Gl. A 5.1.2), so ergibt sich für die Mittelwerte von α_{tan} und α_{rad} nach MÖRATH (1932) ein um 3.2 % größeres Volumen als mit Gl. A 5.1.3. Unterstellt man zusätzlich eine mittlere Längenzunahme von $\alpha_{lon.} = 0.42$ %, so wächst der Unterschied zwischen dem mit der exakten Formel (Gl. A 5.1.1) berechneten Volumen und der vereinfachten Formel (Gl. A 5.1.3) auf 6.6 % an. Mit den Maximalwerten von MÖRATH (1932) beträgt die proz. Abweichung bezogen auf die Berechnung mit der einfachen Summe ($a_{tan} + \alpha_{rad}$) 6.41 % bzw. 12.27 %. Vergleichbare Werte erhält man auch mit den Werten von SIMPSON, SAGOE (1991).

In Abb. A 5.2 sind die gemessenen Volumenquellmaße von MÖRATH (1932) den berechneten Werten nach Gl. A 5.1.1, A 5.1.2 und A 5.1.3 gegenübergestellt. Neben der Winkelhalbierenden sind zusätzlich die Regressionsgeraden eingezeichnet. Gleichung A 5.1.1 führt zu einer sehr guten Übereinstimmung zwischen den gemessenen und berechneten Werten. Die Regressionsgerade verläuft annähernd in Richtung der Winkelhalbierenden. Die Berechnung von $\alpha_{V,max}$ ohne Längsquellung ergibt eine Gerade mit gleicher Steigung aber einer größeren Konstante, die erst bei sehr hohen Volumenquellungen die Winkelhalbierende schneidet. Noch deutlicher wird der Unterschied, wenn die Volumenquellungen nur als Summe der radialen und tangentialen Quellung berechnet wird (Gl. A 5.1.3). Die Regressiongerade verläuft oberhalb der Winkelhalbierenden und der Abstand wächst mit steigender Volumenquellung. Im Mittel sind die mit Gl. A 5.1.3 berechneten Volumenquellungen in jedem Fall niedriger als die gemessenen. Bei den bisherigen Betrachtungen wurde davon ausgegangen, dass niedrige, mittlere und große Quellungswerte gleichzeitig in den drei anatomischen Richtungen vorliegen. Ein Vergleich der Werte untereinander zeigt jedoch nur einen schwachen Zusammenhang zwischen radialer und tangentialer Quellung ($\alpha_{rad} = 0.497 * \alpha_{tan} + 0.671$; N = 145; B = 0.490). Ein Zusammenhang zwischen der Quellung längs und quer zur Faser ist nicht vorhanden (Abb. 5.3). Auch konnte ein eindeutiger Einfluss der Rohdichte auf die Quellung und Schwindung nicht festgestellt werden.

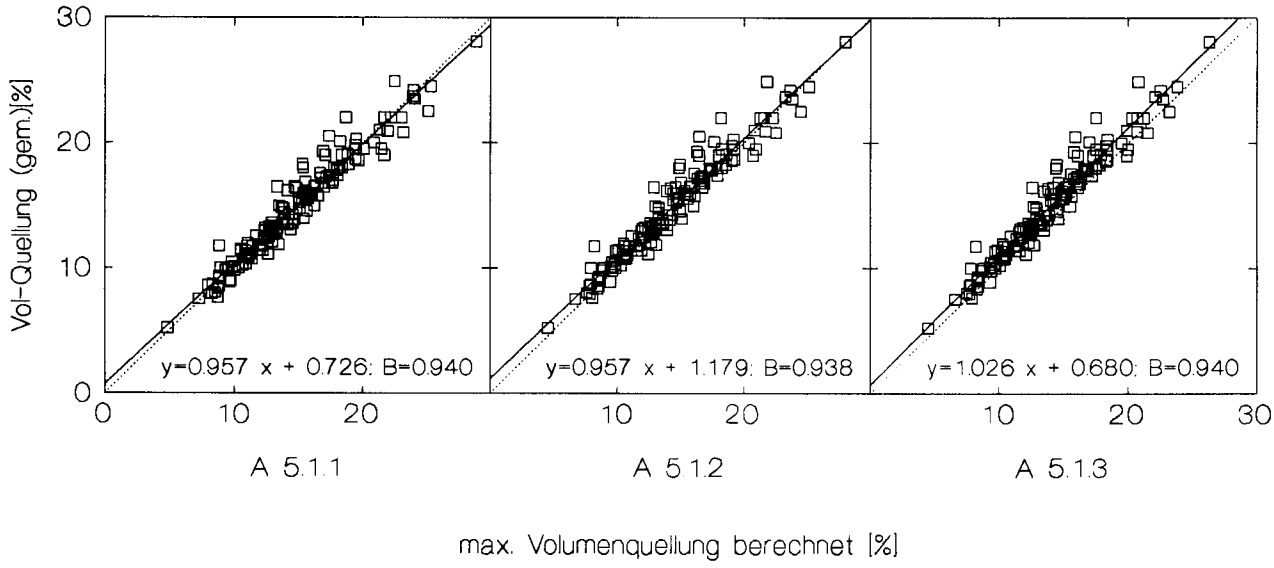


Abb. A 5.2 Vergleich zwischen gemessenen (MÖRATH, 1932) und mit Gl. A 5.1.1, A 5.1.2 und A 5.1.3 berechneten Volumenquellmaßen

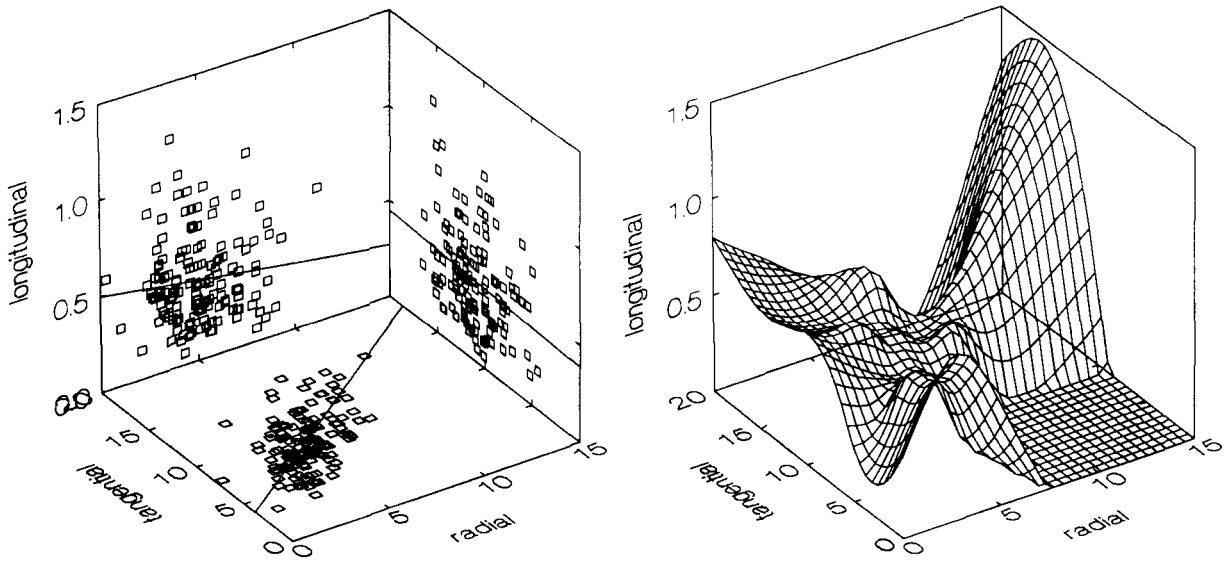


Abb. A 5.3 Zusammenhang zwischen radialer, tangentialer und longitudinaler Quellung nach Werten von MÖRATH (1932)

Im Durchschnitt führt die Berechnung der Volumenquellung von Hölzern als Summe der Quellwerte in den drei anatomischen Richtungen zu ca. 3 % bis 6 % niedrigeren Werten gegenüber der exakten Formel A 5.1.1. Die Vernachlässigung des Produktes ($\alpha_{tan} \cdot \alpha_{rad}/100$) und der Längsquellung α_{lon} beeinflussen die Berechnung der Volumenquellung in gleicher Weise. Eine Berechnung der Volumenquellung aus den Einzelwerten der drei anatomischen Richtungen sollte daher mit der Gleichung A 5.1.1 bzw. im Fall der Volumenschwindung mit A 5.2.1 erfolgen. Liegen, wie bei SIMPSON, SAGOE (1991), keine Werte für die Längenänderung in Faserrichtung vor, so ist bei der Berechnung der Volumenquellung bzw. -schwindung Gl. A 5.1.2 bzw. A 5.2.2 der Gleichung A 5.1.3 bzw. A 5.2.3 vorzuziehen.

A 6. Sorptionsversuche an unterschiedlichen Holzarten von KEYLWERTH (1969), TRADA (1962) und JOHNSTON, WYNANDS (1958)

Handelsname	Nr.
Abura	146
Afara	248
African Walnut	137
Afromosia	11
Afzelia	13
Afzelia	14
Agba	109
Albizzia, West African	15
Almendro	79
Alstonia	17
Amarant	169
Amarant, Nazareno	170
Andaman bulletwood	145
Angelique	74
Antiaris	22
Ash	104
Ash	106
Ash, Japanese	105
Avodiré	256
Ayan	80
Azobe, Bongossi	134
Balsa	157
Balsamo	151
Banga wanga	18
Baromalli	50
Beech, European	100
Beech, Japanese	99
Beech, Spanish	103
Beech, Yugoslav	101
Beech, Yugoslav	102
Berlina	32
Bilinga	152
Binuang	161
Birch	35
Birch, Canadian yellow	34
Bisselon	128
Black bean	49
Blackbutt	95
Blackwood, African	72
Blue Gum (Hawai)	92
Blue Gum (Jamaica)	93
Bombway, White	247
Bosquiea	36
Boxwood, Maracaibo	110
Broadleaf	244
Cabreuva	150
Camphorwood, East African	160
Canarium, African	45
Carreto	25
Cedar, Western red (home grown)	249
Cedar, Western red (imported)	250
Cedro, South American	51
Celtis, African	52
Cherry, European	198
Chestnut, Sweet	48
Chickrassy	60
Chile pine	24
Chilean laurel	131
Coconut	62
Coconut	63
Conacaste	89
Courbaril	121
Crabwood	46
Cramantee	113
Curupay	187
Cypress	67

Handelsname	Nr.
Dahoma	186
Danta	153
Douglas fir	202
Douglas fir (home grown)	203
East Indian Satinwood	57
Ekki	133
Elm, English	257
Elm, European	258
Elm, European	259
Elm, European	260
Elm, Spanish	65
Erimado	218
Essia	64
Fir, Grand	3
Fir, Noble	4
Fir, Silver	1
Fir, Silver	2
Gedu nohor	85
Godapara	75
Greenheart	158
Guanga	219
Guarea, Black	114
Guarea, Scented	112
Guatambu	30
Guatambu (Marfim)	31
Guayabi	168
Guayacan	53
Gurjun, Yang	78
Gurukeena	44
Haiariballi	16
Hedawaka	55
Hemlock, Western	255
Hevea	117
Horse-chestnut, European	9
Idigbo	246
Iroko	56
Jarrah	94
Jelutong	82
Kapur	81
Karri	91
Katsura	54
Keruing	77
Koa	5
Kon	221
Krabak	21
Kumbuk	243
Kurokai	196
Lapacho, Ipé	237
Larch, European	129
Larch, Japanese	130
Lignum vitae	111
Lime	253
Lime, European	252
Loliondo	163
Louro	159
Maho	231
Mahoe	118
Mahogany	235
Mahogany	236
Mahogany, African	126
Mahogany, African	127
Mahogany, Central African	234
Makoré	251
Manio	192
Mansonia	140
Marfil	59

Handelsname	Nr.
Marple, Rock	8
Marupa	229
Massaranduba	139
Mbembakofi	12
Mchenga	199
Mecodze	149
Mfunda	69
Missanda, Tali	90
Mjomo	38
Mora	147
Morobukea	148
Mtondo	39
Mubura	167
Muchenche	154
Mucibi (Copalwood)	116
Muhimbi	68
Muhuhu	37
Muhulungu	27
Mumuli	119
Muninga	204
Musine	66
Musizi	138
Mutenye	115
Muyati	142
Myrtle, Tasmanian	155
Nargusta	242
Neesalu	83
Niangon	238
Nkoba	135
Nkobakoba	28
Oak, American red	215
Oak, American white	214
Oak, English	216
Oak, French	211
Oak, Japanese	209
Oak, Polish	217
Oak, Spessart	210
Oak, Turkey	208
Oak, Yugoslav	212
Oak, Yugoslav	213
Obeche	254
Odoko	222
Ogea	73
Ohia	141
Okwen	40
Olive, East African	162
Olivillo	10
Omu	84
Opepe	220
Oregon pine	201
Padauk, African	205
Panakka	191
Panga panga	143
Parana Pine	23
Peroba rosa	26
Persimmon	76
Peruvian pine	194
Pillarwood	47
Pine, Caribbean pitch	178
Pine, China	177
Pine, Corsican	181
Pine, Logdepol	180
Pine, Nicaraguan pitch	179
Pine, Ocote	182
Pine, Scots	184
Pine, Yellow	183
Pombeira	70
Poplar, Black	195

Handelsname	Nr.
Pterygota	207
Pulgande	197
Pyinkado	261
Ramin	108
Redwood	223
Redwood, European	185
Rhodesian teak	29
Roble	156
Rosewood, Indian	71
Santa Maria, Jacareuba	43
Sapan	61
Sapele	86
Sapupira	122
Satiné	41
Satinwood, African	107
Sepetir	200
Seraya, Light red	226
Seraya, Light red	228
Seraya, Red	227
Seraya, White	165
Seraya, Yellow	224
Serrette	42
Shadbark	132
Shorea	225
Sipo	88
Spruce, European (home grown)	172
Spruce, European (imported)	173
Spruce, Serbian	174
Spruce, Sitka (home-grown)	175
Spruce, Sitka (imported)	176
St. Martin rouge	19
Sterculia, Brown	232
Sterculia, Yellow	230
Sura	245
Sycamore	7
Tallowwood	98
Tasmanian oak	97
Tchitola	164
Teak	240
Teak, Ceylon	241
Thingan	120
Timbersweet	171
Trebol	188
Trebol	189
Trebol	190
Trincomale	33
Utile	87
Walnut, African	136
Walnut, European	123
Walnut, European	124
Walnut, European	125
Wamara	233
Wandoo	96
Wattle, Black	6
Welipivana	20
Wengé	144
White Peroba	166
White star apple, Longhi	58
Ybiraro	206
Yellowwood, British Honduras	193
Yew	239

Nr	botanische Bezeichnung	Rohdichte [g/cm³] Lit. 2)	Rohdichte [g/cm³] Exp.	Keylwerth (1969) u_{gl} 3) [%] 20/37	Keylwerth (1969) u_{gl} 3) [%] 20/83	Keylwerth (1969) $\frac{d\alpha}{du}$ 4) [%/%]	Keylwerth (1969) diff. Volumenquellung [%/%] 5)	6)	7)	Keylwerth (1969) u_{FS} [%] 8)	Keylwerth (1969) $\frac{r_0 \cdot u_{FS}}{\gamma_{H_2O}}$ 9)	Keylwerth (1969) $\alpha_{V,ber.}$ [%] 10)	TRADA (1962) u_{gl} 3) [%] 25/60	TRADA (1962) u_{gl} 3) [%] 25/90	TRADA (1962) dl : 90 → 60 11) [%] *tan*	TRADA (1962) dl : 90 → 60 11) [%] *rad*	TRADA (1962) diff. Volumenquellung [%/%] 5)	6)	7)	TRADA (1962) u_{FS} [%] 8)	TRADA (1962) $\frac{r_0 \cdot u_{FS}}{\gamma_{H_2O}}$ 9)	TRADA (1962) $\alpha_{V,ber.}$ [%] 10)	Johnston (1958) u_{gl} 3) [%] 25/60	Johnston (1958) u_{gl} 3) [%] 25/90
1	Abies alba	**0,41**	**0,41**	7,1	16,9	*0,27*	0,54	0,34	35,66	29,82	12,23	16,10						*0,34*							
2	Abies alba	**0,41**	**0,42**	7,6	17,8	*0,25*	0,51	0,35	30,97	31,08	13,06	15,85						*0,34*							
3	Abies grandis	**0,43**											12,0	18,0	*1,40*	*0,50*	*0,32*	*0,36*	*– 13,99*	23,71	10,20	7,59	12,5	19,00
4	Abies procera	**0,43**																*0,36*					13,5	23,00
5	Acacia koa		**0,49**	7,2	17,4	*0,22*	0,44	0,41	7,38	31,00	15,19	13,64												
6	Acacia mollissima												12,5	22,0	*3,50*	*1,20*	*0,50*			32,17		16,08		
7	Acer pseudoplatanus	**0,56**											13,5	23,0	*2,80*	*1,40*	*0,44*	*0,47*	*– 6,30*	32,93	18,44	14,49	13,5	23,00
8	Acer saccharum	**0,56**											12,5	21,0	*2,60*	*1,80*	*0,52*	*0,47*	*9,24*	29,79	16,68	15,49	11,5	20,00
9	Aescoulus hippocastanum	**0,51**											12,5	20,0	*1,50*	*0,80*	*0,31*	*0,43*	*– 39,60*	27,49	14,02	8,52		
10	Aextoxicon punctatum	**0,85**											14,5	24,5	*2,50*	*1,10*	*0,36*	*0,41*	*– 94,18*	34,89	29,66	12,56	15,0	24,50
11	Afromosia elata	**0,65**	**0,63**	7,0	12,7	*0,25*	0,51	0,53	– 4,79	18,82	11,86	9,60	11,0	15,0	*1,30*	*0,70*	*0,50*	*0,55*	*– 9,08*	18,55	12,06	9,27	10,5	14,50
12	Afzelia quanzensis	**0,70**											11,0	15,0	*0,55*	*0,55*	*0,28*	*0,59*	*– 113,67*	18,55	12,98	5,19		
13	Afzelia sp.	**0,73**											9,5	14,0	*1,00*	*0,50*	*0,33*	*0,61*	*– 83,82*	18,23	13,31	6,01	11,0	15,00
14	Afzelia sp.	0,70	**0,76**	6,1	9,8	*0,24*	0,48	0,64	– 32,23	13,42	10,20	6,44						*0,59*						
15	Albizzia sp.	**0,50**											11,5	16,0	*1,20*			*0,42*		20,05	10,02			
16	Alexa leiopetala												12,5	20,5	*3,00*	*1,80*	*0,60*			28,63		17,18		
17	Alstonia congensis	**0,36**											14,0	20,5	*1,30*	*0,90*	*0,34*	*0,30*	*10,73*	26,58	9,57	9,04	14,0	
18	Amblygonocarpus obtusangulus	**1,02**											13,5	18,5	*1,60*	*0,95*	*0,51*	*0,86*	*– 67,80*	22,95	23,41	11,70	13,5	18,50
19	Andira coriacea	**0,78**	**0,86**	7,2	16,0	*0,36*	0,73	0,72	0,66	27,02	23,24	19,72						*0,66*						
20	Anisophyllea cinnamomoides		**0,60**	7,6	18,6	*0,26*	0,53	0,50	4,04	33,40	20,04	17,70												
21	Anisoptera sp.	**0,65**											11,0	18,0	*2,80*	*1,20*	*0,57*	*0,55*	*4,56*	25,10	16,32	14,31		
22	Antiaris sp.	**0,43**											13,0	22,0	*1,80*	*0,80*	*0,29*	*0,36*	*– 24,95*	31,36	13,49	9,09		
23	Araucaria angustifolia	**0,50**	**0,48**	7,3	15,1	*0,26*	0,53	0,40	23,23	24,36	11,69	12,91	13,0	21,0	*2,50*	*1,70*	*0,53*	*0,42*	*20,10*	29,04	14,52	15,39	13,0	21,50
24	Araucaria araucana	**0,46**											12,5	21,0	*2,60*	*1,40*	*0,47*	*0,39*	*17,98*	29,79	13,71	14,00		
25	Aspidosperma dugandii	**0,72**	**0,76**	7,4	16,5	*0,29*	0,58	0,64	– 10,89	27,92	21,22	16,20						0,60						
26	Aspidosperma polyneuron	**0,65**	**0,72**	7,6	17,6	*0,31*	0,63	0,60	3,42	30,51	21,97	19,22						*0,55*						
27	Autranella congolensis	**0,94**	**0,93**	8,0	18,1	*0,32*	0,65	0,78	– 20,85	30,92	28,75	20,10						*0,79*						
28	Baikiaea insignis ssp. minor												13,0	22,0	*2,80*	*1,80*	*0,51*			31,36		15,99		
29	Baikiaea plurijuga		**0,84**	7,6	14,2	*0,27*	0,55	0,71	– 28,90	21,45	18,02	11,80	11,5	18,0	*1,60*	*1,00*	*0,40*			24,38		9,75	11,5	
30	Balfourodendron riedelianum		**0,75**	7,5	16,9	*0,30*	0,61	0,63	– 3,96	28,79	21,60	17,56												
31	Balfourodendron riedelianum		**0,75**	8,1	17,9	*0,29*	0,59	0,63	– 7,55	30,12	22,59	17,77												
32	Berlina sp.	**0,67**											12,0	19,0	*2,00*	*1,20*	*0,46*	*0,56*	*– 22,98*	25,93	17,38	11,93	12,5	19,00
33	Berrya cordifolia		**0,79**	7,9	18,0	*0,29*	0,59	0,66	– 13,28	30,89	24,40	18,22												
34	Betula lutea	**0,61**											12,0	21,5	*2,50*	*2,20*	*0,50*	*0,51*	*– 3,44*	31,80	19,40	15,90	13,5	23,00
35	Betula verrucosa	**0,61**																*0,51*					13,0	24,00
36	Bosquiea phoberos												13,0	21,0	*2,20*	*1,30*	*0,44*			29,04		12,78	13,0	21,50
37	Brachylaena hutchinsii	**0,85**	**0,84**	7,1	13,5	*0,31*	0,62	0,71	– 14,53	20,63	17,33	12,79	11,5	16,0	*1,40*	*1,10*	*0,56*	*0,71*	*– 28,34*	20,05	17,04	11,23	12,0	15,50
38	Brachystegia boehmii												13,0	21,0	*2,80*	*1,80*	*0,58*			29,04		16,84		
39	Brachystegia spiciformis												13,0	21,0	*2,80*	*1,50*	*0,54*			29,04		15,68		

Nr.	botanische Bezeichnung	Rohdichte [g/cm³]		Keylwerth (1969)									TRADA (1962)										Johnston (1958)	
				u_{gl} [%]		$\frac{d\alpha}{du}$ [%/%]	diff. Volumenquellung [%/%]			u_{FS} [%]	$\frac{r_0 \cdot u_{FS}}{\gamma_{H_2O}}$	$\alpha_{V,ber.}$ [%]	u_{gl} [%]		dl : 90 → 60 [%]		diff. Volumenquellung [%/%]			u_{FS} [%]	$\frac{r_0 \cdot u_{FS}}{\gamma_{H_2O}}$	$\alpha_{V,ber.}$ [%]	u_{gl} [%]	
		Lit. 2)	Exp.	20/37	20/83		5)	6)	7)	8)	9)	10)	25/60	25/90	*tan*	*rad*	5)	6)	7)	8)	9)	10)	25/60	25/90
40	Brachystegia sp.												13,0	20,0	*2,10*	*1,10*	0,46			26,79		12,32	12,5	19,50
41	Brosimum paraense		1,06	7,2	14,0	*0,33*	0,66	0,89	– 35,63	21,70	23,00	14,32												
42	Byrsonima spicata												13,0	20,0	*2,80*	*1,30*	0,59			26,79		15,80	13,0	20,00
43	Calophyllum brasiliense var. rekoi	0,56	0,62	7,4	17,3	*0,27*	0,55	0,52	4,51	30,18	18,71	16,60	12,5	21,0	*2,80*	*1,70*	0,53	0,47	11,26	29,79	16,68	15,79	14,0	20,00
44	Calophyllum calaba	0,52	0,61	7,0	17,5	*0,30*	0,61	0,51	15,45	31,86	19,43	19,43						0,44						
45	Canarium schweinfurthii	0,46											13,0	21,5	*2,30*	*1,00*	0,39	0,39	0,55	30,19	13,89	11,78	13,5	21,50
46	Carapa guianensis	0,58											14,0	20,0	*1,50*	*1,30*	0,47	0,49	– 4,28	25,51	14,79	11,99	14,5	
47	Cassipourea malosana	1,01											13,5	21,5	*3,10*	*1,10*	0,53	0,85	– 61,44	29,46	29,75	15,61	13,5	21,50
48	Castanea sativa	0,56											12,5	17,5	*1,30*	*0,70*	0,40	0,47	– 17,49	22,02	12,33	8,81		
49	Castanospermum australe												12,0	19,0	*2,00*	*1,00*	0,43			25,93		11,15		
50	Catostemma commune												13,0	23,5	*4,00*	*2,50*	0,32			34,96		21,68		
51	Cedrela sp.	0,44	0,56	9,2	18,7	*0,22*	0,44	0,47	– 5,85	29,82	16,70	13,12	14,5	21,5	*1,50*	*1,00*	0,36	0,37	– 3,40	28,11	12,37	10,12		
52	Celtis sp.	0,64											12,0	20,0	*2,50*	*2,00*	0,56	0,54	4,56	28,23	18,07	15,81		
53	Centrolobium robusta		0,67	5,6	11,4	*0,26*	0,52	0,56	– 9,26	18,20	12,19	9,46												
54	Cercidiphyllum japonicum	0,41											11,0	16,5	*1,50*	*0,70*	0,40	0,34	13,97	21,73	8,91	8,69		
55	Chaetocarpus castanocarpus		0,92	7,1	17,1	*0,31*	0,63	0,77	– 23,41	30,40	27,97	19,15												
56	Chlorophora excelsa	0,63	0,61	6,4	13,6	*0,25*	0,51	0,51	– 1,47	22,32	13,61	11,38	11,0	15,0	*1,00*	*0,50*	0,38	0,53	– 41,00	18,55	11,68	7,05	11,0	15,00
57	Chloroxylon swietenia	0,70	0,94	6,4	14,2	*0,33*	0,67	0,79	– 18,45	23,96	22,52	16,05						0,59						
58	Chrysophyllum albidum	0,69	0,71	7,7	18,3	*0,30*	0,61	0,60	1,58	32,26	22,90	19,68	13,0	19,5	*2,00*	*1,40*	0,52	0,58	– 10,67	25,69	17,72	13,36	13,0	19,50
59	Chrysophyllum sp.		0,65	7,2	17,4	*0,28*	0,56	0,55	1,71	31,00	20,15	17,36												
60	Chukrasia tabularis	0,70	0,69	7,5	16,1	*0,26*	0,52	0,58	– 12,52	26,59	18,35	13,83						0,59						
61	Clathrotropis brunnea		0,89	7,1	15,6	*0,37*	0,74	0,75	– 1,40	26,15	23,28	19,35												
62	Cocus nucifera		0,93	8,1	17,1	*0,35*	0,71	0,78	– 10,50	27,94	25,99	19,84												
63	Cocus nucifera		1,02	7,6	16,5	*0,35*	0,71	0,86	– 21,19	27,45	28,00	19,49												
64	Combretodendron africanum												12,0	20,0	*3,00*	*2,00*	0,63			28,23		17,78		
65	Cordia sp.	0,53	0,71	7,8	16,9	*0,30*	0,61	0,60	1,58	28,08	19,94	17,13						0,45						
66	Croton megalocarpus												13,0	23,0	*3,50*	*1,80*	0,53			33,75		17,89	13,0	23,00
67	Cupressus leylandii	0,45																0,38					12,5	18,50
68	Cynometra alexandri												13,0	20,0	*2,80*	*1,40*	0,60			26,79		16,07	13,5	
69	Cynometra webberi												13,5	22,0	*2,90*	*1,70*	0,54			30,60		16,52		
70	Citharexylum sp.		0,77	7,7	16,0	*0,30*	0,61	0,65	– 6,73	25,88	19,93	15,79												
71	Dalbergia latifolia	0,82											9,5	13,5	*1,00*	*0,70*	0,43	0,69	– 61,90	17,16	14,07	7,38	10,0	13,50
72	Dalbergia melanoxylon	1,20											9,0	14,0	*1,80*	*1,20*	0,60	1,01	– 67,76	18,89	22,67	11,33		
73	Daniellia ogea	0,42											12,0	20,0	*2,00*	*1,00*	0,38	0,35	6,00	28,23	11,86	10,73		
74	Dicorynia guianensis	0,70	0,74	6,3	14,9	*0,35*	0,71	0,62	12,08	26,18	19,37	18,59						0,59						
75	Dillenia retusa		0,78	7,2	17,8	*0,32*	0,65	0,66	– 1,36	32,17	25,09	20,91												
76	Diospyros virginiana	0,78											13,5	24,0	*3,40*	*2,00*	0,51	0,66	– 27,25	35,32	27,55	18,01		
77	Dipterocapus tawaensis	0,72											12,5	20,0	*2,50*	*1,50*	0,53	0,60	– 13,26	27,49	19,79	14,57	13,0	19,50
78	Dipterocarpus sp.	0,72	0,71	7,2	15,3	*0,33*	0,67	0,60	10,53	25,11	17,83	16,82	12,0	20,0	*3,30*	*2,00*	0,66	0,60	8,85	28,23	20,32	18,63	11,5	19,50
79	Dipteryx panamensis		0,90	6,5	13,2	*0,35*	0,71	0,76	– 6,93	21,04	18,94	14,94												

Nr.	botanische Bezeichnung	Rohdichte [g/cm³]		Keylwerth (1969)								TRADA (1962)									Johnston (1958)	
				u_{gl} [%]		$\frac{d\alpha}{du}$ [4]	diff. Volumenquellung [%/%]			u_{FS} [%]	$\frac{r_0 \cdot u_{FS}}{\gamma_{H_2O}}$	$\alpha_{V,ber.}$ [%]	u_{gl} [3] [%]		dl : 90 → 60 [11] [%]		diff. Volumenquellung [%/%]			u_{FS} [%]	$\frac{r_0 \cdot u_{FS}}{\gamma_{H_2O}}$	$\alpha_{V,ber.}$ [%]	u_{gl} [3] [%]	
		Lit. [2]	Exp.	20/37	20/83	[%/%]	5)	6)	7)	8)	9)	10)	25/60	25/90	*tan*	*rad*	5)	6)	7)	8)	9)	10)	25/60	25/90
80	Distemonanthus benthamianus	0,67											11,0	15,0	*1,30*	*0,80*	0,53	0,56	– 7,07	18,55	12,43	9,83	11,0	15,00
81	Dryobalanops lanceaolata	0,61											12,0	18,0	*2,30*	*1,00*	0,55	0,51	6,94	23,71	14,46	13,04	12,0	17,50
82	Dyera costulata	0,41											12,0	20,0	*1,90*	*0,90*	0,35	0,34	1,68	28,23	11,57	9,88	12,0	20,00
83	Elaeodendron glaucum		0,91	9,0	19,5	*0,35*	0,71	0,76	– 8,12	32,40	29,48	23,00												
84	Entandophragma candollei	0,58											15,0	24,0	*2,50*	*2,00*	0,50	0,49	2,68	32,98	19,13	16,49		
85	Entandrophragma angolense	0,50											13,5	22,0	*1,60*	*1,20*	0,33	0,42	– 27,40	30,60	15,30	10,10	14,5	21,00
86	Entandrophragma cylindricum	0,59	0,58	7,9	15,8	*0,24*	0,48	0,49	– 0,50	24,94	14,46	11,97	13,5	20,5	*1,80*	*1,30*	0,44	0,50	– 11,79	27,22	16,06	11,98	13,5	20,50
87	Entandrophragma utile	0,57	0,58	8,4	17,0	*0,23*	0,46	0,49	– 4,86	27,04	15,68	12,44	14,0	22,0	*1,80*	*1,60*	0,43	0,48	– 12,54	29,88	17,03	12,85	14,5	22,00
88	Entandrophragma utile	0,59	0,60	8,6	18,5	*0,25*	0,51	0,50	0,20	30,60	18,36	15,61						0,50						
89	Enterolobium cycolocarpum		0,61	7,0	16,2	*0,18*	0,36	0,51	– 40,92	28,08	17,13	10,11												
90	Erythrophleum sp.	0,85	0,83	7,6	15,0	*0,28*	0,57	0,70	– 23,27	23,48	19,48	13,38	11,5	16,0	*1,20*	*1,00*	0,49	0,71	– 45,87	20,05	17,04	9,82	12,0	15,50
91	Eucalyptus diversicolor	0,75	0,87	8,7	16,3	*0,34*	0,69	0,73	– 6,41	24,67	21,46	17,02	12,5	19,5	*3,00*	*2,30*	0,76	0,63	16,95	26,36	19,77	20,03		
92	Eucalyptus globulus	0,73	0,67	7,8	18,1	*0,34*	0,69	0,56	18,05	31,42	21,05	21,68						0,61						
93	Eucalyptus globulus	0,72	0,65	7,1	17,9	*0,33*	0,67	0,55	18,09	32,76	21,29	21,95						0,60						
94	Eucalyptus marginata	0,76	0,88	9,2	18,9	*0,35*	0,71	0,74	– 4,55	30,35	26,71	21,55	14,0	21,5	*2,60*	*1,80*	0,59	0,64	– 8,66	28,76	21,86	16,97	13,5	22,00
95	Eucalyptus patens	0,75	0,89	9,5	19,0	*0,34*	0,69	0,75	– 8,85	29,99	26,69	20,69						0,63						
96	Eucalyptus redunca	0,85	1,06	8,5	19,0	*0,34*	0,69	0,89	– 29,64	32,21	34,14	22,22						0,71						
97	Eucalyptus regnans	0,75											12,0	20,5	*3,40*	*2,00*	0,64	0,63	0,98	29,40	22,05	18,82		
98	Eucalyptus sp.	0,75											13,5	19,5	*2,80*	*1,70*	0,75	0,63	16,15	25,05	18,79	18,79		
99	Fagus crenata	0,68	0,67	7,0	16,3	*0,31*	0,63	0,56	10,12	28,36	19,00	17,87						0,57						
100	Fagus sylvatica	0,66	0,66	7,3	15,7	*0,31*	0,63	0,55	11,47	25,96	17,14	16,36	12,0	20,0	*3,20*	*1,70*	0,31	0,55	9,61	28,23	18,63	17,22	12,0	21,50
101	Fagus sylvatica	0,68	0,68	7,0	16,7	*0,33*	0,68	0,57	15,59	29,51	20,07	20,07						0,57						
102	Fagus sylvatica	0,68	0,63	6,9	15,7	*0,30*	0,60	0,53	11,79	26,92	16,96	16,15						0,57						
103	Fagus sylvatica	0,68	0,67	7,3	16,8	*0,31*	0,62	0,56	8,65	29,01	19,44	17,99						0,57						
104	Fraxinus excelisior	0,62	0,63	7,3	16,5	*0,29*	0,59	0,53	9,66	28,17	17,75	16,62	12,5	20,0	*1,80*	*1,30*	0,41	0,52	– 25,87	27,49	17,04	11,27	12,5	20,50
105	Fraxinus mandschurica	0,62											12,5	22,5	*3,50*	*1,50*	0,50	0,52	– 4,05	33,38	20,70	16,69	12,5	23,00
106	Fraxinus sp.	0,65	0,59	6,1	13,8	*0,23*	0,47	0,50	– 4,40	23,57	13,91	11,08						0,55						
107	Gagara macrophylla												12,0	19,0	*2,70*	*1,30*	0,57			25,93		14,78		
108	Gonystylus sp.	0,58											12,0	20,0	*3,10*	*1,50*	0,58	0,49	15,38	28,23	16,37	16,37	12,0	19,50
109	Gossweilerodendron balsamiferum	0,46	0,49	7,8	15,3	*0,17*	0,34	0,41	– 19,86	23,85	11,69	8,11	12,0	17,0	*1,80*	*0,80*	0,52	0,39	25,77	21,56	9,92	11,21	12,5	19,00
110	Gossypiospermum praecox	0,75																0,63					13,5	21,50
111	Guaiacum sp.	1,10											14,0	20,5	*2,50*			0,92		26,58	29,23			
112	Guarea cedrata	0,55											13,0	19,0	*1,60*	*1,20*	0,47	0,46	1,11	24,60	13,53	11,56		
113	Guarea excelsa	0,55											13,0	19,0	*1,40*	*1,20*	0,43	0,46	– 6,50	24,60	13,53	10,58		
114	Guarea thompsonii	0,54											13,0	19,0	*1,60*	*1,20*	0,47	0,45	2,91	24,60	13,28	11,56	14,0	19,00
115	Guibourtia arnodiana	0,72	0,83	7,5	15,9	*0,30*	0,61	0,70	– 15,05	26,05	21,62	15,89						0,60						
116	Guibourtia coleosperma	0,75	0,85	7,5	16,5	*0,18*	0,36	0,71	– 96,37	27,69	23,53	9,97						0,63						
117	Hevea brasiliensis		0,62	8,0	18,1	*0,19*	0,37	0,52	– 39,36	30,92	19,17	11,44												
118	Hibiscus elatus		0,57	6,7	16,0	*0,18*	0,36	0,48	– 31,68	28,29	16,12	10,18												
119	Holoptelea grandis												13,0	21,0	*2,80*	*1,20*				29,04				

Nr.	botanische Bezeichnung	Rohdichte [g/cm³] Lit. 2)	Rohdichte [g/cm³] Exp.	Keylwerth (1969) u_{gl} [%] 20/37	u_{gl} [%] 20/83	$\frac{d\alpha}{du}$ 4) [%/%]	diff. Volumenquellung [%/%] 5)	6)	7)	u_{FS} [%] 8)	$\frac{r_0 \cdot u_{FS}}{\gamma_{H_2O}}$ 9)	$\alpha_{V,ber.}$ [%] 10)	TRADA (1962) u_{gl} 3) [%] 25/60	25/90	dl : 90 → 60 11) [%] tan	rad	diff. Volumenquellung [%/%] 5)	6)	7)	u_{FS} [%] 8)	$\frac{r_0 \cdot u_{FS}}{\gamma_{H_2O}}$ 9)	$\alpha_{V,ber.}$ [%] 10)	Johnston (1958) u_{gl} 3) [%] 25/60	25/90
120	Hopea odorata	**0,70**	**0,70**	6,8	13,6	*0,33*	0,67	0,59	11,79	21,47	15,03	14,38						0,59						
121	Hymenaea courbaril	**0,90**	**1,04**	7,2	14,8	*0,30*	0,61	0,87	– 44,16	23,78	24,73	14,50						0,76						
122	Hymenolobium petraeum		**0,75**	7,3	17,3	*0,35*	0,71	0,63	10,89	30,44	22,83	21,61												
123	Juglans regia	0,65	**0,62**	6,7	14,8	*0,24*	0,48	0,52	– 7,43	24,90	15,44	11,95	11,5	18,5	*2,00*	*1,60*	0,51	0,55	– 6,03	25,52	16,59	13,01	12,0	19,00
124	Juglans regia	**0,64**	**0,64**	6,6	14,5	*0,21*	0,41	0,54	– 29,82	24,31	15,56	9,97						0,54						
125	Juglans regia		**0,57**	6,6	14,0	*0,21*	0,41	0,48	– 15,62	22,95	13,08	9,41												
126	Khaya grandifoliola	**0,50**											14,0	23,0	*1,90*	*1,50*	0,38	0,42	– 11,07	32,16	16,08	12,22		
127	Khaya ivorensis	**0,50**											13,5	20,0	*1,50*	*0,90*	0,37	0,42	– 13,65	26,13	13,06	9,67	13,0	20,00
128	Khaya senegalensis	**0,75**																0,63					13,0	19,00
129	Larix decidua	**0,55**	**0,52**	8,4	17,1	*0,27*	0,55	0,44	19,91	27,30	14,20	15,01	13,0	19,0	*1,70*	*0,80*	0,42	0,46	– 10,78	24,60	13,53	10,33		
130	Larix leptolepis	**0,54**											12,5	18,5	*1,50*	*0,60*	0,35	0,45	– 29,51	24,15	13,04	8,45	12,5	19,00
131	Laurelia aromatica	**0,48**											12,5	21,5	*3,00*			0,40		30,97	14,87			
132	Lonchocarpus sp.	**0,79**	**0,83**	8,6	15,8	*0,28*	0,57	0,70	– 23,27	23,61	19,60	13,46						0,66						
133	Lophira alata	**1,04**											13,5	20,0	*2,50*	*2,00*	0,69	0,87	– 25,97	26,13	27,17	18,03		
134	Lophira procera	**1,04**	**1,04**	8,3	16,3	*0,36*	0,73	0,87	– 20,13	25,43	26,44	18,56						0,87						
135	Lovoa brownii	**0,52**											13,0	21,5	*2,20*	*1,40*	0,42	0,43	– 2,04	30,19	15,70	12,68		
136	Lovoa klaineana	**0,49**																0,41					13,0	18,00
137	Lovoa trichilioides (syn. klaineana)	**0,52**											13,0	18,0	*1,30*	*0,90*	0,44	0,43	1,79	22,48	11,69	9,89		
138	Maesopsis emunii												12,0	18,0	*1,50*	*1,00*	0,42			23,71		9,96	12,0	
139	Manilkara sp.		**0,85**	7,9	18,4	*0,33*	0,67	0,71	– 7,11	32,02	27,22	21,45												
140	Mansonia altissima	**0,60**											12,0	20,0	*2,30*	*1,30*	0,45	0,70	– 14,88	28,23	16,94	12,70	12,0	20,00
141	Metrosideros sp.		**0,89**	8,3	18,9	*0,33*	0,67	0,75	– 12,15	32,42	28,85	21,72												
142	Mildbraediodendron excelsum		**0,91**	6,9	15,4	*0,39*	0,79	0,76	2,97	26,08	23,73	20,60												
143	Milettia stuhlmannii	**0,76**											11,5	15,0	*0,90*	*0,65*	0,44	0,64	– 44,00	18,00	13,68	7,92	11,5	14,50
144	Millettia laurentii	**0,77**	**0,77**	7,1	12,3	*0,34*	0,68	0,65	4,99	17,69	13,62	12,03						0,65						
145	Mimusops sp.	**0,62**																0,52					11,0	19,50
146	Mitragyna ciliata	**0,52**											12,5	18,0	*1,60*	*1,00*	0,47	0,44	7,70	23,08	12,00	10,85	13,0	20,00
147	Mora excelsa	**0,90**											12,0	20,0	*3,50*	*2,30*	0,73	0,76	– 4,10	28,23	25,41	20,61		
148	Mora gonggrijpii	**0,90**											12,0	20,0	*3,50*	*2,00*	0,69	0,76	– 9,79	28,23	25,41	19,48	12,5	
149	Morus lactea	**0,70**											11,5	15,0	*0,80*	*0,50*	0,37	0,59	– 58,17	18,00	12,60	6,66	11,5	15,00
150	Myrocarpus frondosus		**0,74**	8,2	16,5	*0,26*	0,52	0,62	– 20,68	26,15	19,35	13,60												
151	Myroxylon balsamum		**1,03**	6,8	14,1	*0,40*	0,81	0,87	– 7,08	22,78	23,46	18,45												
152	Nauclea trillesii		**0,68**	7,6	15,5	*0,22*	0,44	0,57	– 28,53	24,77	16,85	10,90												
153	Nesogordonia papaverifera		**0,68**	8,2	16,1	*0,26*	0,53	0,57	– 8,76	25,11	17,08	13,31	13,5	21,5	*2,00*	*1,50*	0,44			29,46		12,96		
154	Newtonia buchananii	**0,65**											12,0	19,0	*2,20*	*0,90*	0,44	0,55	– 23,18	25,93	16,86	11,41	12,0	18,00
155	Nothofagus cunninghamii	**0,50**																0,42					13,5	22,00
156	Nothofagus obliqua	**0,52**	**0,55**	7,7	17,7	*0,22*	0,44	0,46	– 3,96	30,54	16,80	13,44	14,0	22,0	*2,30*	*1,30*	0,45	0,44	3,03	29,88	15,54	13,45	14,0	21,50
157	Ochroma lagopus	**0,13**											11,0	21,0	*2,00*	*0,60*	0,26	0,11	58,02	32,36	4,21	8,41	10,5	21,00
158	Ocotea rodiaei	**0,93**											11,0	16,0	*2,00*	*1,60*	0,72	0,78	– 8,31	20,65	19,21	14,87	11,0	
159	Ocotea rubra		**0,54**	5,9	13,0	*0,31*	0,63	0,45	27,56	21,83	11,79	13,76												

Nr.	botanische Bezeichnung	Rohdichte [g/cm³]		Keylwerth (1969)								TRADA (1962)										Johnston (1958)	
				u_{gl} [%]		$\frac{d\alpha}{du}$	diff. Volumenquellung [%/%]			u_{FS}	$\frac{r_0 \cdot u_{FS}}{\gamma_{H_2O}}$	$\alpha_{V,ber.}$	u_{gl} [%]		dl : 90 → 60 [%]		diff. Volumenquellung [%/%]			u_{FS}	$\frac{r_0 \cdot u_{FS}}{\gamma_{H_2O}}$	$\alpha_{V,ber.}$	u_{gl} [%]	
		Lit. 2)	Exp.	20/37	20/83	[%/%]	5)	6)	7)	[%] 8)	9)	[%] 10)	25/60	25/90	*tan*	*rad*	5)	6)	7)	[%] 8)	9)	[%] 10)	25/60	25/90
160	Ocotea usambaensis	**0,54**											11,0	14,0	*0,90*	*0,50*	0,47	0,45	2,90	16,53	8,92	7,77	11,0	14,50
161	Octomeles sumatrana	**0,29**											13,0	20,0	*1,80*	*0,80*	0,37	0,24	34,47	26,79	7,77	9,91	13,0	19,50
162	Olea hochstetteri	**0,85**											12,5	19,0	*2,90*	*1,70*	0,71	0,71	– 0,73	25,25	21,46	17,93	12,0	18,00
163	Olea welwitschii	**0,85**											10,0	14,5	*1,20*	*1,00*	0,49	0,71	– 45,87	18,68	15,87	9,15	10,0	14,50
164	Oxystigma oxyphyllum	**0,55**	**0,56**	6,7	15,3	*0,21*	0,42	0,47	– 10,89	26,29	14,72	11,04						0,46						
165	Parashorea malaanonan	**0,48**											12,0	18,5	*1,90*	*1,00*	0,45	0,40	9,72	24,81	11,91	11,17	12,0	18,50
166	Paratecoma peroba		**0,68**	7,3	15,3	*0,32*	0,65	0,57	11,63	24,89	16,92	16,18												
167	Parinari excelsa	**0,75**											13,0	20,0	*3,00*	*2,00*	0,72	0,63	11,95	26,79	20,09	19,29		
168	Patagonula americana		**0,85**	7,6	16,1	*0,37*	0,74	0,71	3,16	26,37	22,41	19,51												
169	Peltogyne paradoxa	**0,82**	**0,83**	7,5	17,2	*0,35*	0,71	0,70	1,39	29,64	24,60	21,04						0,69						
170	Peltogyne purpurea	**0,82**	**1,05**	7,2	16,1	*0,35*	0,71	0,83	– 2[illegible],75	27,30	28,66	19,38						0,69						
171	Phoebe sp.												12,0	19,0	*2,00*	*1,10*	0,44			25,93		11,41		
172	Picea abies	**0,43**	**0,42**	7,5	16,4	*0,24*	0,48	0,35	27,23	27,41	11,51	13,16	12,5	18,0	*1,50*	*0,70*	0,40	0,36	9,78	23,08	9,92	9,23	12,5	19,00
173	Picea abies	**0,43**																0,36					11,5	21,50
174	Picea omorika	**0,45**											14,0	24,0	*2,30*	*1,30*	0,36	0,38	– 4,91	34,50	15,53	12,42		
175	Picea sitchensis	**0,41**											12,5	19,0	*1,30*	*0,90*	0,34	0,34	– 1,67	25,25	10,35	8,58	13,0	21,50
176	Picea sitchensis	**0,41**																0,34					13,0	23,00
177	Pinus amandi	**0,45**											11,5	20,0	*2,40*	*1,30*	0,44	0,38	13,25	29,02	13,06	12,77	11,5	20,00
178	Pinus caribaea	**0,55**											13,0	21,0	*2,60*	*1,40*	0,50	0,46	7,70	29,04	15,97	14,52		
179	Pinus caribea and P.oocarpa	**0,62**																0,52					13,0	21,00
180	Pinus contorta	**0,40**											12,0	19,0	*1,60*	*0,80*	0,34	0,[illegible]4	[illegible],07	25,93	10,37	8,82	12,0	18,50
181	Pinus nigra var. calabrica	**0,58**											12,5	19,0	*1,60*	*0,90*	0,38	0,49	– 26,56	25,25	14,64	9,59	12,0	19,50
182	Pinus oocarpa	**0,50**											12,5	19,0	*2,30*	*1,30*	0,55	0,42	24,26	25,25	12,62	13,89		
183	Pinus strobus	**0,38**											12,0	18,0	*1,70*	*0,90*	0,43	0,32	26,41	23,71	9,01	10,20	12,5	20,50
184	Pinus sylvestris	**0,47**	**0,46**	7,2	16,6	*0,20*	0,40	0,39	4,36	28,70	13,20	11,48	12,0	20,0	*2,20*	*1,00*	0,40	0,39	1,38	28,23	13,27	11,29	13,0	19,00
185	Pinus sylvestris	**0,47**	**0,46**	7,0	15,3	*0,26*	0,53	0,39	26,43	25,57	11,76	13,55						0,39					12,5	21,50
186	Piptadenia africana	**0,64**											12,0	20,0	*2,80*	*1,50*	0,54	0,54	0,10	28,23	18,07	15,24	12,0	20,00
187	Piptadenia macrocarpa	**0,96**	**1,08**	8,0	17,3	*0,32*	0,65	0,91	– 40,35	28,71	31,01	18,66	13,0	18,0	*2,00*	*1,00*	0,60	0,81	– 34,22	22,48	21,58	13,49		
188	Platymiscium foribundum		**0,83**	6,5	14,5	*0,29*	0,59	0,70	– 19,02	24,55	20,37	14,48												
189	Platymiscium sp.		**0,95**	6,1	14,5	*0,36*	0,73	0,80	– 9,74	25,56	24,28	18,66												
190	Platymiscium sp.		**0,95**	6,8	15,2	*0,36*	0,72	0,80	– 11,28	25,76	24,48	18,55												
191	Pleurostylia opposita		**0,80**	7,8	18,1	*0,28*	0,57	0,67	– 18,81	31,42	25,14	17,91												
192	Podocarpus coriaceus		**0,60**	8,5	18,5	*0,23*	0,46	0,50	– 8,48	30,83	18,50	14,18												
193	Podocarpus guatemalensis	**0,45**											13,0	19,0	*1,70*	*0,90*	0,43	0,38	12,85	24,60	11,07	10,58		
194	Podocarpus montanus		**0,62**	7,1	16,9	*0,21*	0,41	0,52	– 25,77	29,82	18,49	12,23												
195	Populus canadensis var. serotina		0,47	7,1	16,7	*0,20*	0,40	0,39	2,28	29,24	13,74	11,70	13,0	22,0	*2,80*	*1,20*	0,44			31,36		13,80	12,5	20,50
196	Protium decandrum	**0,45**											12,0	21,0	*2,80*	*1,50*	0,48	0,38	20,97	30,59	13,77	14,69	12,5	21,50
197	Protium sp.		**0,48**	7,3	17,6	*0,24*	0,48	0,40	16,83	31,31	15,03	15,03												
198	Prunus avium	**0,52**											12,5	19,0	*2,00*	*1,20*	0,49	0,44	11,38	25,25	13,13	12,37	12,5	19,00
199	Pseudoberlinia globiflora 1)												12,0	18,0	*2,30*	*1,40*				23,71			12,5	

Nr.	botanische Bezeichnung	Rohdichte [g/cm³] Lit. 2)	Rohdichte [g/cm³] Exp.	Keylwerth (1969) u_{gl} [%] 20/37	u_{gl} [%] 20/83	$\frac{d\alpha}{du}$ 4) [%/%]	diff. Volumenquellung [%/%] 5)	6)	7)	u_{FS} [%] 8)	$\frac{r_0 \cdot u_{FS}}{\gamma_{H_2O}}$ 9)	$\alpha_{V,ber.}$ [%] 10)	TRADA (1962) u_{gl} 3) [%] 25/60	25/90	dl : 90 → 60 11) [%] *tan*	*rad*	diff. Volumenquellung [%/%] 5)	6)	7)	u_{FS} [%] 8)	$\frac{r_0 \cdot u_{FS}}{\gamma_{H_2O}}$ 9)	$\alpha_{V,ber.}$ [%] 10)	Johnston (1958) u_{gl} 3) [%] 25/60	25/90
200	Pseudosindora palustris												12,5	17,0	*1,20*	*0,90*	0,47			20,98		9,86	12,5	17,00
201	*Pseudotsuga menziesii*		0,47	8,3	16,1	*0,27*	0,54	0,39	26,25	24,92	11,71	13,46												
202	Pseudotsuga taxifolia	0,50											12,5	19,0	*1,50*	*1,20*	0,42	0,42	– 1,01	25,25	12,62	10,60	12,0	20,00
203	Pseudotsuga taxifolia	0,50																0,42					12,5	19,50
204	Pterocaprus angolensis	0,55											10,0	13,0	*0,60*	*0,50*	0,37	0,46	– 25,89	15,57	8,56	5,76	9,5	13,50
205	Pterocarpus soyauxii	0,70											10,0	14,0	*0,60*	*0,50*	0,28	0,59	– 113,67	17,62	12,33	4,93	10,0	13,50
206	Pterogyne nitens		0,74	7,0	16,6	*0,27*	0,55	0,62	– 13,97	29,22	21,62	16,07												
207	*Pterygota bequaertii*	*0,68*											11,5	19,5	*3,00*	*1,50*	0,56	0,57	– 1,42	27,83	18,93	15,59	11,5	19,50
208	Quercus cerris	0,65											12,0	21,0	*3,30*	*1,30*	0,51	0,55	– 6,72	30,59	19,89	15,60	12,5	20,50
209	Quercus mongolica	0,63											13,0	22,0	*2,80*	*1,00*	0,42	0,53	– 25,23	31,36	19,76	13,17	12,5	20,50
210	Quercus petraea		0,64	8,9	17,2	*0,26*	0,53	0,54	– 2,36	26,56	17,00	14,07												
211	Quercus robur		0,64	8,0	16,8	*0,25*	0,51	0,54	– 6,46	27,36	17,51	13,95												
212	Quercus robur		0,63	8,0	17,3	*0,25*	0,51	0,53	– 4,79	28,71	18,09	14,64												
213	Quercus robur		0,66	7,8	15,4	*0,23*	0,47	0,55	– 18,30	24,11	15,91	11,33												
214	Quercus sp.	0,63											12,5	21,0	*2,80*	*1,30*	0,48	0,53	– 9,60	29,79	18,77	14,30		
215	Quercus sp.		0,72	7,0	16,1	*0,26*	0,53	0,60	– 15,16	27,79	20,01	14,73	11,5	18,5	*2,40*	*1,30*	0,53			25,52		13,52		
216	Quercus sp.	0,63											12,0	20,0	*2,50*	*1,50*	0,50	0,53	– 5,72	28,23	17,78	14,11	13,0	22,00
217	Quercus sp.	0,63											12,0	19,5	*2,60*	*1,40*	0,53	0,53	0,90	27,07	17,06	14,35		
218	Ricinodendron heudelotii	0,29																0,24					12,5	20,50
219	*Samanea saman*	0,55	0,57	6,1	14,6	*0,13*	0,26	0,48	– 82,33	25,85	14,73	6,72						0,46						
220	Sarcocephalus diderrichii	0,70											12,0	18,0	*1,80*	*0,90*	0,45	0,59	– 30,54	23,71	16,60	10,67	12,0	17,50
221	Schleichera oleosa		0,99	8,6	18,8	*0,33*	0,67	0,83	– 24,75	31,42	31,10	21,05												
222	Scottellia coriacea	0,66											13,0	21,0	*2,80*	*1,50*	0,54	0,55	– 3,02	29,04	19,17	15,68	13,5	21,00
223	Sequoia sempervirens		0,38	7,7	14,1	*0,11*	0,22	0,32	– 43,65	21,02	7,99	4,63												
224	Shorea faguetiana	0,48											12,0	18,5	*2,80*	*0,80*	0,55	0,40	27,27	24,81	11,91	13,65	11,5	18,50
225	*Shorea laevifolia*		0,83	7,7	15,2	*0,38*	0,77	0,70	9,17	23,79	19,75	18,32												
226	Shorea leptoclados	0,46											12,5	19,5	*1,60*	*0,70*	0,33	0,39	– 17,52	26,36	12,12	8,70	13,0	19,50
227	Shorea parvifolia	0,46																0,39					12,5	19,00
228	Shorea smithiana	0,46											12,5	19,5	*1,90*	*0,80*	0,39	0,39	– 0,10	26,36	12,12	10,28	13,0	19,00
229	Simarouba glauca		0,47	7,5	17,7	*0,18*	0,36	0,39	– 8,58	31,06	14,60	11,18												
230	Sterculia oblonga	0,65											11,5	18,5	*3,00*	*1,30*	0,62	0,55	11,23	25,52	16,59	15,82	11,5	
231	*Sterculia pruriens*	0,65											13,0	23,0	*3,50*	*1,50*	0,50	0,55	– 9,09	33,75	21,93	16,87		
232	Sterculia rhinopetala	0,65											13,0	21,0	*3,20*	*1,50*	0,59	0,55	7,18	29,04	18,88	17,13	13,0	21,00
233	Swartzia leiocalycina	1,15											12,5	19,0	*3,00*	*1,50*	0,69	0,97	– 39,32	25,25	29,03	17,42	12,5	19,00
234	Swietenia macrophylla	0,49											12,5	19,0	*1,30*	*1,00*	0,35	0,41	– 16,22	25,25	12,37	8,84		
235	Swietenia mahagoni		0,57	8,0	15,4	*0,21*	0,41	0,48	– 15,62	23,72	13,52	9,72												
236	Swietenia tessmannii		0,57	8,9	16,9	*0,21*	0,41	0,48	– 15,62	25,80	14,70	10,58												
237	*Tabebuia sp.*		0,89	6,9	14,4	*0,31*	0,63	0,75	– 19,39	23,36	20,79	14,72	10,0	15,0	*1,50*	*1,00*	0,50			19,76		9,88		
238	Tarrietia utilis	0,64	0,65	6,7	14,2	*0,28*	0,57	0,55	3,47	23,26	15,12	13,26	13,0	20,0	*2,50*	*1,30*	0,54	0,54	1,09	26,79	17,14	14,47	12,5	18,00
239	Taxus baccata	0,59																					11,5	17,50

			Keylwerth (1969)									TRADA (1962)									Johnston (1958)	
Nr.	botanische Bezeichnung	Rohdichte [g/cm³] Lit. 2)	Exp.	u_{gl} [%] 20/37	20/83	$\frac{d\alpha}{du}$ [%/%] 4)	diff. Volumenquellung [%/%] 5)	6)	7)	u_{FS} [%] 8)	$\frac{r_0 \cdot u_{FS}}{\gamma_{H_2O}}$ 9)	$\alpha_{V,ber.}$ [%] 10)	u_{gl} 3) [%] 25/60	25/90	dl : 90 → 60 11) [%] tan	rad	diff. Volumenquellung [%/%] 5)	6)	7)	u_{FS} [%] 8)	$\frac{r_0 \cdot u_{FS}}{\gamma_{H_2O}}$ 9)	$\alpha_{V,ber.}$ [%] 10)	u_{gl} 3) [%] 25/60	25/90
240	Tectona grandis	**0,63**	**0,65**	7,2	13,4	*0,21*	0,42	0,55	– 28,71	20,19	13,12	8,48	10,0	15,0	*1,30*	*0,80*	0,42	0,53	– 25,88	19,76	12,45	8,30	10,5	16,00
241	Tectona grandis		**0,68**	6,6	14,5	*0,21*	0,41	0,57	– 37,94	24,31	16,53	9,97												
242	Terminalia amazonia												12,5	19,0	*2,70*	*1,70*	0,68			25,25		17,17		
243	Terminalia arjuna		**0,80**	7,0	15,7	*0,26*	0,53	0,67	– 27,95	26,67	21,34	14,14												
244	Terminalia catappa		**0,39**	7,9	18,7	*0,17*	0,34	0,33	4,60	32,88	12,82	11,18												
245	Terminalia chitiquensis		**0,80**	7,1	16,5	*0,32*	0,65	0,67	– 3,96	28,67	22,94	18,64												
246	Terminalia ivoensis	**0,49**											12,0	18,0	*0,78*	*0,50*	0,21	0,41	– 92,84	23,71	11,62	4,98		23,00
247	Terminalia procera	**0,52**											12,0	20,0	*1,90*	*1,00*	0,36	0,44	– 20,40	28,23	14,68	10,16	13,0	21,00
248	Terminalia superba	**0,52**											12,0	18,0	*1,30*	*1,00*	0,38	0,44	– 13,84	23,71	12,33	9,01	12,0	18,00
249	Thuja plicata	**0,34**											13,0	21,0	*1,90*	*0,80*	0,34	0,29	15,44	29,04	9,87	9,87	13,0	21,50
250	Thuja plicata	**0,34**											9,5	14,0	*0,90*	*0,45*	0,30	0,39	3,86	18,23	6,20	5,47	10,5	15,00
251	Tieghemelia heckelii	**0,62**											13,0	19,0	*1,80*	*1,10*	0,48	0,52	– 7,63	24,60	15,25	11,81	13,0	19,50
252	Tilia sp.	**0,49**	**0,51**	5,3	13,7	*0,24*	0,48	0,43	11,63	25,47	12,99	12,23						0,41						
253	Tilia vulgaris	**0,49**											11,5	22,0	*2,50*	*1,30*	0,36	0,41	– 13,64	33,94	16,63	12,22	11,5	22,50
254	Triplochiton scleroxylon	**0,35**											12,0	19,0	*1,25*	*0,80*	0,29	0,29	– 0,32	25,93	9,08	7,52	12,5	18,50
255	Tsuga heterophylla	**0,46**											13,0	21,0	*1,90*	*0,90*	0,35	0,39	– 10,32	29,04	13,36	10,16	13,0	20,50
256	Turraeanthus sp.	**0,51**											12,0	18,0	*1,80*	*1,00*	0,47	0,43	8,30	23,71	12,09	11,14		
257	Ulmus procera	**0,64**											13,0	22,0	*2,40*	*1,50*	0,43	0,54	– 23,93	31,36	20,07	13,49	13,0	22,00
258	Ulmus sp.	**0,64**	**0,65**	7,9	16,1	*0,25*	0,51	0,55	– 8,12	25,72	16,72	13,12						0,54						
259	Ulmus sp.	**0,64**	**0,63**	7,1	14,1	*0,29*	0,58	0,53	8,08	22,15	13,96	12,85						0,54						
260	Ulmus sp.	**0,64**	**0,58**	6,6	14,3	*0,27*	0,55	0,49	11,98	23,76	13,78	13,07						0,54						
261	Xylia dolabriformis	**0,87**											13,5	19,5	*2,10*	*1,50*	0,60	0,73	– 21,62	25,05	21,80	15,03		

1) 199 neue Bez. : Julbernadia globiflora

R. Keylwerth (1969)
Praktische Untersuchungen zum Holzfeuchtigkeits-Gleichgewicht
Holz als Roh- und Werkstoff 27 (1969) 8, 285-290

TRADA (1962)
Timber Seasoning
Timber Research and Development Association

D. D. Johnston, R. H. Wynands (1958)
Determination of moisture in timber
A comparison of electrical resistance and oven-drying methods
Wood 23 (1958) , 458-462

2) Angaben aus der Literatur
u.a. Wagenführ, Scheibner (1985)
Gottwald (1958)

3) Holz-Ausgleichsfeuchte nach
Lagerung im Konstantklima
Temperatur [°C]/rel. Luftfeuchte [%]

4) Differentielles Quellmaß
(Mittelwert aus tan./rad.)
proz. Längenänderung je Prozent
Holzfeuchteänderung

11) prozentualle Längenänderung nach
Feuchteverlust von 25/90 auf 25/60
bezogen auf die Länge im Klima 25/60

Differentielle Volumenquellung

5) nach Gl. A. 5.1.2

6) 0.84 x r_0 allg. Ansatz für Holz
(Kollmann 1934, 1951)

7) proz. Abweichung zwischen den
Versuchswerten 5) und dem
allgmeinen Ansatz nach 6)
bezogen auf die Versuchswerte

8) Fasersättigungsfeuchte
nach Hart (1981): Gl. 5.51

9) Wasservolumen bei Fasersättigung

10) Volumenquellung berechnet aus
Fasersättigung und differentieller
Volumenquellung

A 7. Diffusionskoeffizient [10^{-9} m^2/s] von Wasser in Holz ermittelt aus Versuchen (EGNER, 1934; VOIGT, KRISCHER, SCHAUSS, 1940; DIETL, 1995) im Vergleich zu berechneten Werten (SIAU, 1971, KOPONEN, 1987; VOGEL, 1989 - s. Kap. 5.7)

	u [%]	ϑ [°C] 30,0	50,0	70,0
Voigt, Krischer, Schauss (1940) Gl. 5.88	0			
	12	0,2308	0,3475	
	20	0,3962	0,5829	
	25	0,4759	0,7092	
	27	0,5026	0,7553	
	29	0,5265	0,7989	
	40	0,4672	0,7009	
	60	0,3022	0,4513	

Holzart : Buche (600 kg/m^3)

Zusammengesetzter Diffusionskoeffizient aus Dampftransport in den Zellhohlräumen und dem flüssigen Feuchtetransport in den Kapillaren. Bestimmung anhand spezieller Diffusionsproben sowie Versuchstrocknungen bei 30 °C / 28.5 % rL und 50 °C / 67 % rL und einer Luftgeschwindigkeit von 0.1 m/s. Als Trocknungsproben wurden Holzzylinder mit 48 mm Durchmesser und ca. 41 mm Länge verwendet, deren Mäntelfläche und eine Kreisfläche abgedichtet waren, so daß nur eine einseitige Trocknung in radialer Richtung erfolgte. Aufgrund der Unterschiede zwischen den Proben stellen die Ergebnisse die mittleren Eigenschaften für das untersuchte Buchenholz dar.

	u [%]	ϑ [°C] 30,0	50,0	70,0
Vogel (1989) Gl. 5.118	0	0,0443	0,1141	0,2635
	12	0,0956	0,2206	0,4584
	20	0,1635	0,3507	0,6771
	25	0,2189	0,4499	0,8343
	27	0,2427	0,4949	0,8149
	29	0,2703	0,4830	0,7957
	40	0,2351	0,4213	0,6959
	60	0,1794	0,3234	0,5373
Siau (1971) Gl. 5.104	0	0,0177	0,0456	0,1054
	12	0,0565	0,1337	0,2860
	20	0,1217	0,2731	0,5564
	25	0,1907	0,4171	0,8343
	27	0,2262	0,4949	
	29	0,2703		
Koponen (1987) Gl. 5.111 u. 5.112	0	0,0472	0,1047	0,2118
	12	0,0604	0,1371	0,2844
	20	0,0742	0,1713	0,3626
	25	0,0848	0,1978	0,4236
	27	0,0895	0,2095	0,4137
	29	0,0944	0,2045	0,4040
	40	0,0821	0,1783	0,3533
	60	0,0627	0,1369	0,2728

	u [%]	ϑ [°C] 30,0	50,0	70,0
Dietl (1995) Gl. 5.98	0	(0,0146	0,0457)	
	12	0,3032	0,7035	
	20	0,0782	0,1111	
	25	0,0252	0,0247	
	27	0,0152	0,0127	
	29	0,0089	0,0064	
	40	(0,0003	0,0003)	
	60	(0,0001	0,0001)	

Holzart : Fichte (390 kg/m^3)

Trocknungsversuche bei 50 °C, 60 °C und 70 °C an Fichtebrettern mit stehenden Jahrringen (800x100x25 mm) bei konstanten Trocknungsbedingungen und einer Luftgeschwindigkeit von 3 m/s.
Insgesamt wurden 5 Trocknungen bei einer rel. Luftfeuchte von 40 % bzw. 50 % durchgeführt, .
Die Transportkoeffizienten wurden an den experimentell ermittelten Trocknungsverläufen (mittlere Holzfeuchtekurve) zwischen 12 % und 35 % angepasst. Die Trocknung erfolgte in radialer Richtung

Bemerkung: Die Sorptionseigenschaften wurden mit den von Dietl angegebenen Gl. 5.39 – 5.41 berechnet

	u [%]	ϑ [°C] 30,0	50,0	70,0
Vogel (1989) Gl. 5.118	0	0,1095	0,2825	0,6528
	12	0,2279	0,5264	1,0939
	20	0,3743	0,8059	1,5584
	25	0,4805	0,9958	1,8616
	27	0,5219	1,0797	1,8417
	29	0,5715	1,0681	1,8220
	40	0,5377	1,0054	1,7159
	60	0,4796	0,8978	1,5338
Siau (1971) Gl. 5.104	0	0,0438	0,1130	0,2611
	12	0,1348	0,3191	0,6825
	20	0,2786	0,6275	1,2806
	25	0,4185	0,9232	1,8616
	27	0,4863	1,0797	
	29	0,5715		
Koponen (1987) Gl. 5.111 u. 5.112	0	0,0489	0,1085	0,2194
	12	0,0626	0,1420	0,2946
	20	0,0769	0,1774	0,3756
	25	0,0879	0,2049	0,4387
	27	0,0927	0,2170	0,4341
	29	0,0978	0,2146	0,4294
	40	0,0920	0,2020	0,4044
	60	0,0821	0,1804	0,3615

	u [%]	ϑ [°C] 30,0	50,0	70,0
Egner (1934) 404 kg/m^3 Gl. 5.87	0	0,1440	0,1940	0,5080
	12	0,3840	0,7109	1,8829
	20	0,8909	1,2035	3,4115
	25	1,3486	1,5715	4,6155
	27	1,5621	1,7316	
	29	1,7929		

	u [%]	ϑ [°C] 40,0	60,0	80,0
Egner (1934) Gl. 5.87	5	0,2274	0,6169	1,3674
	10	0,3703	1,0086	2,3123
	15	0,5646	1,4931	3,5986
	20	0,8103	2,0706	5,2263
	24	1,0439	2,5994	6,7743
	26	1,1730	2,8861	
	28	1,3104		
Vogel (1989) Gl. 5.118	5	0,2134	0,4964	1,0456
	10	0,2896	0,6442	1,3004
	15	0,3925	0,8352	1,6129
	20	0,5210	1,0603	1,9546
	24	0,6322	1,2435	2,2278
	26	0,6846	1,3426	2,2028
	28	0,7482	1,3273	2,1780
Siau (1971) Gl. 5.104	5	0,1041	0,2449	0,5229
	10	0,1636	0,3721	0,7707
	15	0,2564	0,5646	1,1354
	20	0,3962	0,8471	1,6568
	24	0,5481	1,1496	2,2278
	26	0,6364	1,3426	
	28	0,7482		
Koponen (1987) Gl. 5.111 u. 5.112	5	0,0806	0,1717	0,3366
	10	0,0903	0,1946	0,3865
	15	0,1027	0,2238	0,4507
	20	0,1176	0,2593	0,5292
	24	0,1314	0,2922	0,6024
	26	0,1389	0,3102	0,5956
	28	0,1468	0,3067	0,5889

Holzart : Fichte (404 kg/m^3)

Konstante Trocknungsversuche bei 40 °C, 60 °C, 80 °C und 100 °C an Fichtenkernholz von einem 80-jährigen Stamm. Die Proben mit einem Querschnitt von 4 x 5 cm und einer Länge von 7 cm in radialer Richtung wurden in einem Trockenschrank mit Luftumwälzung und ohne Dampfregelung getrocknet. Die Mantelflächen waren abgedichtet, so daß der Feuchtetransport nur in radialer Richtung an zwei Probenflächen erfolgte. Aus den ermittelten Feuchteverteilungen über die Probenlänge zu verschiedenen Zeiten wurde der Diffusionskoeffizient bei der jeweiligen Temperatur in Abhängigkeit der Holzfeuchte durch grafische Auswertung der Versuchskurven bestimmt.

	u [%]	ϑ [°C] 40,0	60,0	80,0
u_{gl} nach Hailwood-Horrobin (n=1) (Gl. 5.29 – 5.30) Dietl (1995) 390 kg/m^3	5	(0,2751	0,9191	2,5455)
	10	0,2038	0,5330	(1,1683)
	15	0,1134	0,2780	(0,5839)
	20	0,0690	0,1658	(0,3437)
	24	0,0495	0,1180	(0,2749)
	26	0,0426	0,1127	(0,2749)
	28	0,0423	0,1127	(0,2749)
u_{gl} nach Dietl (Gl. 5.39 – 5.41) Dietl (1995) 390 kg/m^3	5	(0,2751	0,9191	2,5455)
	10	0,2038	0,5330	(1,1683)
	15	0,1134	0,2780	(0,5839)
	20	0,0690	0,1658	(0,3437)
	24	0,0495	0,1180	(0,2749)
	26	0,0426	0,1127	(0,2749)
	28	0,0423	0,1127	(0,2749)

A 8. Experimentelle Bestimmung des Dampfteildruckes in Luft und Vergleich mit verschiedenen Psychrometerformeln aus Übersicht 6.2 (s. Kap. 6.2)

Tab. A 8.1 Dampfteildruck und relative Luftfeuchte bei Temperturen zwischen 60 °C und 200 °C bestimmt mit der Absolutmethode, dem Tauspiegel und zwei unterschiedlichen Psychrometern nach REINBOTHE (1964)

Nr.	Luft-druck	Absolut-Methode				Tauspiegel		adiabates Psychrometer[7]			Aßmann-Aspirations psychrometer		
	p	Y[1]	p_{DT}(ber.)[2]	p_{DS}(TT)[3]	φ[4]	TA	φ[5]	TT	TF	φ[6]	TT	TF	φ[6]
	[Pa]	[kg/kg]	[Pa]	[Pa]	[%]	[°C]	[%]	[°C]	[°C]	[%]	[°C]	[°C]	[%]
1	98066	0,00625	960,0	20551	4,67			60,75	24,55	4,00	60,60	25,10	4,75
2	98052	0,00532	832,0	47890	1,74			80,35	28,35	1,30	80,20	28,95	1,69
3	97959	0,00538	840,0	104069	0,81			100,80	32,30	0,57	100,70	33,00	0,81
4	97932	0,00530	828,0	200913	0,41			120,50	35,50	0,27	120,25	36,20	0,42
5	97532	0,00535	832,0	369897	0,22			141,00	38,25	0,12	140,65	39,10	0,23
6	97479	0,00583	905,3	629549	0,14			160,90	40,90	0,07	160,55	41,90	0,16
7	97452	0,00637	988,0	1025352	0,10			181,20	43,20	0,04	180,75	44,55	0,12
8	97426	0,00680	1053,3	1640425	0,06			202,75	45,50	0,03	202,40	46,65	0,07
9	97839	0,02875	4324,0	47938	9,02	30,60	9,16	80,35	38,20	8,57	80,25	38,75	9,11
10	97786	0,02901	4357,3	104439	4,17	30,50	4,18	101,00	40,95	3,91	100,70	41,55	4,25
11	97466	0,02894	4333,3	203147	2,13	30,50	2,15	120,90	43,15	1,97	120,55	43,80	2,17
12	97599	0,02880	4318,6	369897	1,17	30,50	1,18	141,00	45,20	1,06	140,65	45,95	1,19
13	97666	0,02919	4377,3	626364	0,70	30,50	0,70	160,70	47,15	0,62	160,35	48,00	0,72
14	97666	0,02922	4382,6	1022421	0,43	30,50	0,43	181,10	48,85	0,37	180,60	49,80	0,44
15	97666	0,02997	4489,3	1626059	0,28	30,85	0,27	202,50	50,70	0,23	201,80	51,70	0,29
16	96292	0,05374	7658,6	48670	15,74	40,70	15,73	80,75	45,05	15,35	80,60	45,50	15,99
17	96332	0,05401	7703,9	104161	7,40	40,75	7,37	100,90	47,00	7,11	100,65	47,45	7,46
18	96372	0,05434	7743,9	202826	3,82	40,95	3,82	120,80	48,85	3,66	120,55	49,35	3,86
19	96506	0,05437	7757,3	373822	2,08	40,75	2,05	141,35	50,50	1,96	141,05	51,10	2,10
20	97039	0,05338	7669,3	624380	1,23	40,70	1,23	160,60	51,85	1,15	160,20	52,60	1,25
21	97106	0,05350	7690,6	1024766	0,75	40,95	0,76	181,20	53,30	0,69	180,70	54,20	0,77
22	97132	0,05455	7831,9	1630274	0,48	41,50	0,49	202,50	54,90	0,44	202,05	55,75	0,49
23	98132	0,09084	12506,5	48620	25,72	50,00	25,37	80,80	52,60	25,27	80,50	52,95	26,17
24	97692	0,09084	12450,5	103791	12,00	50,00	11,88	100,75	53,90	11,74	100,60	54,30	12,12
25	97692	0,09113	12483,9	199962	6,24	49,95	6,15	120,30	55,25	6,08	120,15	55,75	6,33
26	97732	0,09137	12517,2	370941	3,37	49,95	3,32	141,05	56,60	3,27	140,80	57,10	3,42
27	97772	0,09147	12534,5	622797	2,01	49,95	1,98	160,45	57,75	1,94	160,15	58,35	2,05
28	97879	0,09202	12614,5	1017745	1,24	49,95	1,21	180,90	58,95	1,18	180,40	59,55	1,26
29	97612	0,09306	12757,2	1616816	0,79	50,20	0,77	202,05	60,20	0,75	201,70	60,90	0,80
30	97732	0,15507	19502,5	106119	18,38	59,35	18,21	101,45	61,60	18,04	101,15	61,95	18,60
31	97639	0,15571	19549,1	203628	9,60	59,25	9,45	120,90	62,55	9,40	120,70	62,90	9,65
32	97519	0,15596	19549,1	371463	5,26	59,20	5,17	141,10	63,45	5,13	140,85	63,85	5,29
33	97426	0,15672	19607,8	622401	3,15	59,35	3,11	160,40	64,30	3,05	160,15	64,80	3,17
34	97519	0,15907	19859,8	1039515	1,91	59,40	1,86	181,75	65,40	1,85	181,40	65,85	1,92
35	97519	0,16095	20047,8	1622693	1,24	59,85	1,22	202,25	66,30	1,19	201,85	66,85	1,24
36	98052	0,28863	31079,7	203147	15,30	69,70	15,14	120,75	71,45	15,10	120,70	71,75	15,35
37	97772	0,28988	31046,4	369116	8,41	69,80	8,37	140,85	72,05	8,27	140,65	72,35	8,45
38	97732	0,29161	31193,0	629150	4,96	70,00	4,95	160,85	72,70	4,85	160,55	73,05	4,98
39	97652	0,29460	31386,4	1043674	3,01	69,90	2,97	181,95	73,30	2,92	181,55	73,75	3,02
40	97666	0,29216	31213,0	1625217	1,92	69,90	1,91	202,30	73,70	1,86	201,95	74,15	1,92

H. J. Reinbothe (1964)
Ein Beitrag zur Bestimmung der Luftfeuchtigkeit bei höheren Temperaturen durch psychrometrische Messung, S. 74 ff
Diss. TU Karl-Marx-Stadt

[1] Adsorption mit Phosphorpentoxyd

[2] $p_{DT}(ber.) = \frac{p\,Y}{Y + 0.622}$
Sättigungsdampfdruck

[3] für $\frac{TT_{ad} + TT_{nor}}{2}$
nach VDI (Gl. 6.6)

[4] $\varphi = \frac{p_{DT}(ber.)}{p_{DS}(TT)} \cdot 100$

[5] $\varphi = \frac{p_{DS}(TA)}{p_{DS}(TT)} \cdot 100$

[6] Berechnet nach Reinbothe (Gl. 6.9)

[7] Psychrometer mit besonderem Strahlungsschutz und langem Feuchtstrumpf, um den Einfluß von Wärmeströmen durch Strahlung und Wärmeleitung auf die Temperaturmessung zu vermeiden.

Tab. A 8.2 Relative Luftfeuchte bestimmt mit einem Psychrometer für Trockentemperaturen zwischen 40 °C und 150 °C nach EBERT, PFEIFFER (1928)

Psychrometerdifferenz [°C]	Trockentemperatur [°C]											
	40	50	60	70	80	90	100	110	120	130	140	150
0	100,0	100,0	100,0	100,0	100,0	100,0	100,0	100,0	100,0	100,0	100,0	100,0
1	94,0	94,5	95,5	95,5	96,0	96,5	96,5					
2	88,0	89,5	90,5	91,5	92,0	93,0	93,0					
3	82,5	84,5	86,0	87,0	88,0	89,0	90,0					
4	77,0	80,0	81,5	83,5	84,5	85,5	87,0					
5	72,0	75,0	77,5	79,5	81,0	82,5	83,5					
6	66,5	70,5	73,5	75,5	77,5	79,0	80,0					
7	62,0	66,5	69,5	72,0	74,0	76,0	77,0					
8	57,5	62,5	66,0	68,5	70,5	72,5	74,5					
9	53,0	58,5	62,5	65,5	67,5	69,5	71,5					
10	48,0	54,5	59,0	62,0	64,5	67,0	69,0	70,5				
12	40,5	47,5	52,0	56,0	59,0	61,5	63,5	65,0				
15	29,5	37,5	43,5	47,5	51,0	54,0	56,5	59,0				
17	23,0	32,0	38,0	42,5	46,0	49,5	52,0	54,5				
20	14,0	24,0	30,5	35,5	39,5	43,0	46,0	48,5	51,5			
22	8,5	19,0	26,0	31,5	35,5	39,0	42,0	45,0	47,5			
25	0,5	12,5	20,0	25,5	30,0	33,5	37,0	40,0	42,5			
30		3,0	11,5	17,5	22,0	26,0	29,0	32,0	35,0	37,5		
35			4,5	11,0	15,5	19,5	23,0	26,0	28,5	31,0		
40				5,0	10,0	14,0	17,5	20,5	23,0	25,5	28,0	
45				0,5	5,5	9,5	13,0	16,0	18,5	21,0	23,0	
50					2,5	6,0	9,0	12,0	14,5	17,0	19,0	21,5
55						3,0	6,0	8,5	11,0	13,5	15,5	17,5
60						0,5	3,5	6,0	8,5	10,5	12,5	14,5
65							1,5	4,0	6,0	8,0	10,0	11,5
70								2,0	4,0	6,0	7,5	9,5
75								0,5	2,5	4,0	6,0	7,5
80									1,0	2,5	4,5	5,5
85									0,5	1,5	3,0	4,0
90										0,5	2,0	3,0
95											1,0	2,0
100											0,5	1,5
105												0,5

H. Ebert; A. Pfeiffer (1928)
Das Aspirationspsychrometer. III.
Zeitschrift für Physik 46(1928)11,420 - 426

Tab. A 8.3 Unterschied zwischen berechneten und gemessenen Dampfteildrücken/rel. Luftfeuchten für Trockentemperaturen von 60 °C – 200 °C und Feuchttemperaturen von 25 °C – 75 °C. (Versuchsbedingungen bei REINBOTHE, 1964)

$P_{DT}2$ bzw. $\varphi 2$

		Messwerte	Sprung (Gl. 6.7)	WMO (Gl. 6.8)	Reinbothe (Gl. 6.9)	Ebert (Gl. 6.10)	hY (Gl. 6.13 mit 6.14)	hY (2) (Gl. 6.7 mit 6.15)
			abs. Abweichung: $P_{DT}1 - P_{DT}2$ [Pa]					
$P_{DT}1$	Messwerte	*von ↔ bis* *Ø* *(TT / psyDiff °C)* *N=39*	36,89 ↔ **2 275** *624,3* (81 / 53) (202 / 74)	138,8 ↔ **2 952** *962,2* (61 / 25) (202 / 74)	**– 201,2** ↔ 158,7 *80,92* (202 / 61) (202 / 74)	**– 438** ↔ 48,06 *181,9* (202 / 61) (80 / 29)	**– 1 169** ↔ – 82,61 *594,6* (202 / 61) (61 / 25)	**– 438** ↔ 48,06 *181,9* (202 / 61) (80 / 29)
	Sprung			59,35 ↔ **677,5** *337,9* (61 / 25) (202 / 74)	**– 2 116** ↔ – 92,32 *695,5* (202 / 74) (61 / 25)	**– 2 632** ↔ – 70,18 *803,9* (202 / 74) (61 / 25)	**– 3 290** ↔ – 162,1 *1227* (202 / 74) (61 / 25)	**– 2 632** ↔ – 70,2 *804* (202 / 74) (61 / 25)
	WMO				**– 2 794** ↔ – 151,7 *1032* (202 / 74) (61 / 25)	**– 3 310** ↔ – 129,5 *1140* (202 / 74) (61 / 25)	**– 3 968** ↔ – 221,4 *1557* (202 / 74) (61 / 25)	**– 3 310** ↔ – 129,5 *1140* (202 / 74) (61 / 25)
	Reinbothe					**– 516** ↔ 23,85 *113,0* (202 / 74) (80 / 29)	**– 1 174** ↔ – 69,77 *531,7* (202 / 74) (61 / 25)	**– 516** ↔ 23,85 *113,0* (202 / 74) (80 / 29)
	Ebert						**– 731,7** ↔ – 91,97 *423,6* (202 / 61) (61 / 25)	**– 1** ↔ – 0,07 *0,3* (202 / 61) (61 / 25)
	hY							91,90 ↔ **731,16** *423,3* (61 / 25) (202 / 61)
			abs. Abweichung: $\varphi 1 - \varphi 2$ [rel. Luftfeuchte %]					
$\varphi 1$	Messwerte		0,04 ↔ **0,39** *0,15* (181 / 45) (61 / 25)	0,08 ↔ **0,68** *0,26* (181 / 45) (61 / 25)	**– 0,29** ↔ 0,05 *0,04* (81 / 53) (80 / 29)	**– 0,31** ↔ 0,10 *0,06* (81 / 53) (80 / 29)	**– 0,59** ↔ – 0,06 *0,19* (81 / 53) (202 / 52)	**– 0,31** ↔ 0,10 *0,06* (81 / 53) (80 / 29)
	Sprung	0,29 ↔ **44,83** *10,31* (81 / 53) (161 / 42)		*0,03* ↔ **0,29** *0,10* (202 / 52) (61 / 25)	**– 0,45** ↔ – 0,05 *0,19* (61 / 25) (202 / 47)	**– 0,44** ↔ – 0,1 *0,20* (121 / 72) (202 / 47)	**– 0,79** ↔ – 0,10 *0,34* (61 / 25) (202 / 47)	**– 0,44** ↔ – 0,05 *0,20* (121 / 72) (202 / 47)
	WMO	1,12 ↔ **84,39** *17,85* (81 / 53) (181 / 45)	0,83 ↔ **73,25** *10,61* (121 / 72) (181 / 45)		**– 0,74** ↔ – 0,09 *0,29* (61 / 25) (202 / 52)	**– 0,63** ↔ – 0,1 *0,31* (61 / 25) (202 / 52)	**– 1,08** ↔ – 0,14 *0,45* (61 / 25) (202 / 52)	**– 0,63** ↔ – 0,10 *0,31* (61 / 25) (202 / 52)
	Reinbothe	**– 20,1** ↔ 2,91 *1,71* (181 / 45) (80 / 29)	**– 199,6** ↔ – 1,41 *20,79* (202 / 47) (81 / 53)	**– 669** ↔ – 2,26 *56,33* (181 / 45) (81 / 53)		**– 0,08** ↔ 0,1 *0,02* (121 / 72) (61 / 25)	**– 0,34** ↔ – 0,05 *0,15* (61 / 25) (202 / 47)	**– 0,08** ↔ 0,11 *0,02* (121 / 72) (61 / 25)
	Ebert	**– 26,51** ↔ 5,78 *2,79* (181 / 45) (80 / 29)	**– 226,7** ↔ – 1,50 *22,48* (202 / 47) (81 / 53)	**– 711** ↔ – 2,35 *58,54* (181 / 45) (81 / 53)	– 9,07 ↔ **2,95** *1,42* (202 / 47) (80 / 29)		**– 0,45** ↔ – 0,04 *0,14* (61 / 25) (202 / 74)	**0,00** ↔ 0,00 *0,00* (61 / 25) (202 / 47)
	hY	**– 85,1** ↔ – 1,57 *12,64* (181 / 45) (121 / 72)	**– 406,4** ↔ – 2,59 *41,19* (202 / 47) (81 / 53)	**– 1 086** ↔ – 3,45 *90,19* (181 / 45) (81 / 53)	**– 69,06** ↔ – 1,16 *12,10* (202 / 47) (81 / 53)	**– 55,06** ↔ – 0,83 *10,90* (202 / 47) (121 / 72)		0,04 ↔ **0,45** *0,14* (202 / 74) (61 / 25)
	hY (2)	**– 26,5** ↔ 5,78 *2,79* (181 / 45) (80 / 29)	**– 226,7** ↔ – 1,50 *22,48* (202 / 47) (81 / 53)	**– 711** ↔ – 2,35 *58,54* (181 / 45) (81 / 53)	**– 9,07** ↔ 2,95 *1,42* (202 / 47) (80 / 29)	**– 0,04** ↔ – 0,00 *0,01* (202 / 47) (121 / 72)	0,83 ↔ **35,48** *8,55* (121 / 72) (202 / 47)	
			rel. Abweichung: $(P_{DT}1 - P_{DT}2) / P_{DT}1 \cdot 100$ bzw. $(\varphi 1 - \varphi 2) / \varphi 1 \cdot 100$ [%]					

Die Berechnung erfolgte für 39 TT (60-200°C) und TF (25-75 °C) unter Berücksichtigung des während der Versuche herrschenden Luftdruckes.
(ohne Versuch Nr. 8 mit : TT = 202.40 °C, TF = 46.65 °C -> 0.06 % rel. Luftfeuchte: R_{DT} kann nicht mit jeder Formel berechnet werden)
Der Sättigungsdampfdruck für TT,TF wurde entsprechende der Formlation des IFC (1967) berechnet (VDI Gl. 6.6).

Tab. A 8.4 Unterschied zwischen berechneten und gemessenen Dampfteildrücken/rel. Luftfeuchten für Trockentemperaturen von 40 °C – 150 °C und Psychrometerdifferenzen von 0 °C – 105 °C. (Versuchsbedingungen bei EBERT, PFEIFFER, 1928)

				$P_{DT}2$ bzw. $\varphi 2$																	
		Tabelle		Sprung (Gl. 6.7)			WMO (Gl. 6.8)			Reinbothe (Gl. 6.9)			Ebert (Gl. 6.10)			hY (Gl. 6.13 mit 6.14)			hY (2) (Gl. 6.7 mit 6.15)		
				abs. Abweichung: $P_{DT}1 - P_{DT}2$ [Pa]																	
$P_{DT}1$	Tabelle	*von ↔ bis* (TT / psyDiff °C)	*Ø* N=208	– 373,5 ↔ **4367,91** (110 / 12) (150 / 50)		*455,7*	– 285,5 ↔ **4742,29** (110 / 12) (150 / 50)		*576,6*	– 1 201 ↔ **2023,92** (150 / 85) (150 / 50)		*200,4*	**– 1 368** ↔ 1014,02 (150 / 85) (150 / 50)		*169,4*	**– 1 843** ↔ 1014,02 (150 / 85) (150 / 50)		*214,7*	**– 1 368** ↔ 1014,02 (150 / 85) (150 / 50)		*169,4*
	Sprung						2,80 ↔ **417,37** (40 / 1) (150 / 75)		*129,3*	**– 2 344** ↔ – 3,64 (150 / 50) (40 / 1)		*362,8*	**– 3 354** ↔ – 3,10 (150 / 50) (40 / 1)		*448,4*	**– 3 354** ↔ – 7,16 (150 / 50) (40 / 1)		*581,5*	**– 3 354** ↔ – 3,10 (150 / 50) (40 / 1)		*448,4*
	WMO									**– 2 718** ↔ – 6,44 (150 / 50) (40 / 1)		*492,1*	**– 3 728** ↔ – 5,90 (150 / 50) (40 / 1)		*577,7*	**– 3 728** ↔ – 9,96 (150 / 50) (40 / 1)		*710,8*	**– 3 728** ↔ – 5,90 (150 / 50) (40 / 1)		*577,7*
	Rein-bothe												**– 1 010** ↔ 26,71 (150 / 50) (70 / 45)		*91,03*	**– 1 010** ↔ – 3,52 (150 / 50) (40 / 1)		*218,7*	**– 1 010** ↔ 26,71 (150 / 50) (70 / 45)		*91,0*
	Ebert															**– 494,2** ↔ 0,01 (150 / 95) (150 / 50)		*133,1*	0 ↔ 0,00 (120 / 22) (100 / 1)		*0,00*
	hY																		– 0,01 ↔ **494,23** (150 / 50) (150 / 95)		*133,1*
				abs. Abweichung: $\varphi 1 - \varphi 2$ [rel. Luftfeuchte %]																		
$\varphi 1$	Tabelle			– 0,42 ↔ **1,14** (40 / 10) (120 / 20)		*0,32*	– 0,20 ↔ **1,22** (110 / 12) (120 / 20)		*0,45*	**– 0,80** ↔ 0,67 (40 / 10) (120 / 20)		*0,16*	**– 0,78** ↔ 0,50 (110 / 12) (100 / 4)		*0,14*	**– 1,14** ↔ 0,50 (40 / 10) (100 / 4)		*0,25*	**– 0,78** ↔ 0,50 (110 / 12) (100 / 4)		*0,14*
	Sprung	– 6,68 ↔ **63,07** (150 / 105) (140 / 100)	*2,86*				0,01 ↔ **0,36** (100 / 1) (40 / 20)		*0,14*	**– 0,86** ↔ – 0,04 (40 / 25) (60 / 1)		*0,30*	**– 0,74** ↔ – 0,0 (130 / 30) (40 / 1)		*0,33*	**– 1,13** ↔ – 0,06 (40 / 25) (90 / 1)		*0,50*	**– 0,74** ↔ – 0,04 (130 / 30) (40 / 1)		*0,33*
	WMO	– 0,31 ↔ **91,22** (110 / 12) (40 / 25)	*4,99*	0,01 ↔ **88,01** (100 / 1) (40 / 25)		*2,73*				**– 1,19** ↔ – 0,05 (40 / 25) (100 / 1)		*0,44*	**– 0,90** ↔ – 0,1 (40 / 25) (70 / 1)		*0,47*	**– 1,45** ↔ – 0,07 (40 / 25) (100 / 1)		*0,64*	**– 0,90** ↔ – 0,07 (40 / 25) (70 / 1)		*0,47*
	Rein-bothe	**– 145,7** ↔ 42,20 (40 / 25) (140 / 100)	*2,73*	**– 235,6** ↔ – 0,04 (40 / 25) (70 / 1)		*4,78*	**– 2 699** ↔ – 0,05 (40 / 25) (100 / 1)		*21,33*				**– 0,22** ↔ 0,3 (130 / 30) (40 / 25)		*0,06*	**– 0,41** ↔ – 0,02 (50 / 22) (100 / 1)		*0,20*	**– 0,22** ↔ 0,28 (130 / 30) (40 / 25)		*0,06*
	Ebert	**– 89,08** ↔ 41,77 (40 / 25) (140 / 100)	*2,23*	**– 158,2** ↔ – 0,04 (40 / 25) (40 / 1)		*4,33*	**– 2 053** ↔ – 0,07 (40 / 25) (80 / 1)		*17,96*	– 1,04 ↔ **23,06** (150 / 105) (40 / 25)		*0,55*				**– 0,58** ↔ 0,00 (40 / 20) (130 / 30)		*0,17*	**0,00** ↔ 0,00 (80 / 8) (100 / 1)		*0,00*
	hY	**– 198,9** ↔ 19,20 (40 / 25) (140 / 100)	*4,61*	**– 308,2** ↔ – 0,07 (40 / 25) (90 / 1)		*8,30*	**– 3 304** ↔ – 0,07 (40 / 25) (100 / 1)		*28,71*	**– 42,46** ↔ – 0,02 (90 / 60) (100 / 1)		*2,65*	**– 58,10** ↔ 0,00 (40 / 25) (150 / 50)		*2,88*				0,00 ↔ **0,58** (130 / 30) (40 / 20)		*0,17*
	hY (2)	**– 89,1** ↔ **41,77** (40 / 25) (140 / 100)	*2,23*	**– 158,2** ↔ – 0,04 (40 / 25) (40 / 1)		*4,33*	**– 2 053** ↔ – 0,07 (40 / 25) (80 / 1)		*17,96*	– 1,04 ↔ 23,06 (150 / 105) (40 / 25)		*0,55*	**0,00** ↔ 0,00 (90 / 60) (40 / 25)		*0,00*	0,00 ↔ **36,75** (150 / 50) (40 / 25)		*2,39*			
		rel. Abweichung: $(P_{DT}1 - P_{DT}2) / P_{DT}1 \cdot 100$ bzw. $(\varphi 1 - \varphi 2) / \varphi 1 \cdot 100$ [%]																			

Die Berechnung wurde für 208 Wertepaare (Trockentemperatur/Psychrometerdifferenz) und Normaldruck durchgeführt.

Trockentemperatur (TT) : von 40 °C - 150 °C in 10 °C-Schritten

Psychrometerdifferenz (psyDiff) : von 1 °C - 10 °C in 1 °C-Schritten; psyDiff = 12, 15, 17, 20, 22, 25; von 30 °C - 105 °C in 5 °C-Schritten

(ohne das Wertepaar (TT 120; psyDiff 85); R_{DT} kann nicht mit jeder Formel berechnet werden)

Der Sättigungsdampfdruck für TT,TF wurde entsprechende der Formlation des IFC (1967) berechnet (VDI Gl. 6.6).

Tab. A 8.5 Unterschied zwischen berechneten und tabellierten relativen Luftfeuchten für Trockentemperaturen von 35 °F – 210 °F (2 °C – 99 °C) und Psychrometerdifferenzen von 2 °F – 50 °F (1 °C – 28 °C)
(Tabellenwerte im Wood Handbook, Agriculture Handbook No. 72, U. S. Department of Agriculture, Madison 1955)

$P_{DT}2$ bzw. $\varphi 2$

$P_{DT}1$	Tabelle	Sprung (Gl. 6.7)	WMO (Gl. 6.8)	Reinbothe (Gl. 6.9)	Ebert (Gl. 6.10)	hY (Gl. 6.13 mit 6.14)	hY (2) (Gl. 6.7 mit 6.15)
		abs. Abweichung: $P_{DT}1 - P_{DT}2$ [Pa]					
Tabelle	*von ↔ bis* (TT / psyDiff °C) *Ø N=802*	– 532,7 ↔ **666,82** *72,20* (200 / 26) (210 / 25)	– 454,3 ↔ **754,8** *63,93* (210 / 7) (210 / 25)	**– 824,0** ↔ 324,71 *113,2* (200 / 26) (180 / 3)	**– 898,4** ↔ 315,2 *116,3* (210 / 28) (180 / 3)	**– 973** ↔ 306,74 *150,8* (200 / 26) (180 / 3)	**– 898** ↔ 315,16 *116,3* (210 / 28) (180 / 3)
Sprung			– 1,07 ↔ **146,3** *29,37* (45 / 12) (210 / 50)	**– 407,4** ↔ – 2,81 *69,32* (210 / 40) (65 / 2)	**– 506,1** ↔ – 1,73 *75,25* (210 / 38) (60 / 2)	**– 635,9** ↔ – 2,12 *111,5* (210 / 50) (35 / 2)	**– 506,1** ↔ – 1,73 *75,25* (210 / 38) (60 / 2)
WMO				**– 545,8** ↔ – 3,09 *98,67* (210 / 50) (35 / 2)	**– 632,5** ↔ – 1,87 *104,6* (210 / 45) (35 / 2)	**– 782,2** ↔ – 1,94 *140,9* (210 / 50) (35 / 2)	**– 632,5** ↔ – 1,87 *104,6* (210 / 45) (35 / 2)
Rein-bothe					**– 108,6** ↔ 21,82 *15,35* (210 / 27) (115 / 50)	**– 236,4** ↔ 8,17 *42,64* (210 / 50) (50 / 16)	**– 108,6** ↔ 21,82 *15,35* (210 / 27) (115 / 50)
Ebert						**– 156,9** ↔ – 0,07 *36,24* (200 / 50) (35 / 2)	**0,00** ↔ 0,00 *0,00* (210 / 5) (190 / 4)
hY							0,07 ↔ **156,88** *36,24* (35 / 2) (200 / 50)
		abs. Abweichung: $\varphi 1 - \varphi 2$ [rel. Luftfeuchte %]					
Tabelle		**– 1,22** ↔ 1,05 *0,37* (125 / 21) (45 / 4)	– 0,98 ↔ **1,09** *0,30* (150 / 24) (45 / 4)	**– 2,57** ↔ 0,63 *0,71* (65 / 21) (180 / 3)	**– 2,02** ↔ 0,67 *0,61* (65 / 21) (45 / 4)	**– 2,42** ↔ 0,59 *0,88* (65 / 21) (180 / 3)	**– 2,02** ↔ 0,67 *0,61* (65 / 21) (45 / 4)
Sprung	**– 59,65** ↔ 7,80 *1,28* (75 / 28) (65 / 22)		-0,11 ↔ **0,36** *0,18* (45 / 12) (105 / 34)	**– 2,12** ↔ – 0,05 *0,45* (50 / 16) (150 / 2)	**– 1,37** ↔ – 0,05 *0,35* (50 / 16) (150 / 2)	**– 1,48** ↔ – 0,07 *0,64* (60 / 21) (200 / 2)	**– 1,37** ↔ – 0,05 *0,35* (50 / 16) (110 / 2)
WMO	**– 36,59** ↔ 10,59 *0,94* (75 / 28) (80 / 30)	– 1,73 ↔ **19,86** *0,73* (50 / 16) (90 / 36)		**– 2,04** ↔ – 0,06 *0,64* (50 / 16) (210 / 2)	**– 1,28** ↔ – 0,07 *0,54* (50 / 16) (170 / 2)	**– 1,61** ↔ – 0,08 *0,82* (75 / 28) (210 / 2)	**– 1,28** ↔ – 0,07 *0,54* (50 / 16) (170 / 2)
Rein-bothe	**– 200,1** ↔ 0,67 *3,72* (75 / 28) (180 / 3)	**– 178,5** ↔ – 0,05 *2,58* (60 / 21) (150 / 2)	**– 196,6** ↔ – 0,06 *3,45* (60 / 21) (210 / 2)		– 0,11 ↔ **0,76** *0,13* (210 / 27) (50 / 16)	**– 0,41** ↔ 0,67 *0,22* (125 / 40) (50 / 16)	**– 0,11** ↔ 0,76 *0,13* (210 / 27) (50 / 16)
Ebert	**– 150,1** ↔ 0,94 *2,88* (75 / 28) (45 / 4)	**– 114,6** ↔ – 0,05 *1,79* (60 / 21) (110 / 2)	**– 128,6** ↔ – 0,08 *2,63* (60 / 21) (170 / 2)	– 0,26 ↔ **22,93** *0,66* (210 / 50) (60 / 21)		**– 0,59** ↔ – 0,00 *0,28* (95 / 32) (210 / 2)	**0,00** ↔ 0,00 *0,00* (140 / 2) (60 / 3)
hY	**– 197,7** ↔ 0,77 *4,20* (75 / 28) (45 / 4)	**– 141,5** ↔ – 0,07 *3,04* (60 / 21) (200 / 2)	**– 157,2** ↔ – 0,08 *3,93* (60 / 21) (210 / 2)	– 10,79 ↔ **13,27** *0,72* (115 / 50) (60 / 21)	**– 24,53** ↔ – 0,00 *1,14* (90 / 36) (210 / 2)		0,00 ↔ **0,59** *0,28* (210 / 2) (95 / 32)
hY (2)	**– 150,1** ↔ 0,94 *2,88* (75 / 28) (45 / 4)	**– 114,6** ↔ – 0,05 *1,79* (60 / 21) (110 / 2)	**– 128,6** ↔ – 0,08 *2,63* (60 / 21) (170 / 2)	– 0,26 ↔ **22,93** *0,66* (210 / 50) (60 / 21)	**0,00** ↔ 0,00 *0,00* (60 / 21) (50 / 16)	0,00 ↔ **19,70** *1,09* (210 / 2) (90 / 36)	

$\varphi 1$

rel. Abweichung: $(P_{DT}1 - P_{DT}2)/ P_{DT}1 \cdot 100$ bzw. $(\varphi 1 - \varphi 2) / \varphi 1 \cdot 100$ [%]

Die Berechnung erfolgte für 802 Wertepaare (TT, psy-Diff) nur mit Trocken- und Feuchttemperaturen > 0 °C
Trockentemperatur (TT): von 35 °F – 130 °F in 5°F-Schritten; von 130 °F – 210°F in 10 °F-Schritten
Psychrometer-Differenz (psyDiff): von 2°F – 30 °F in 1°F-Schritten; von 30 °F – 40 °F in 2 °F-Schritten; von 40 °F – 50 °F in 5 °F-Schritten
Der Sättigungsdampfdruck für TT,TF wurde entsprechend der Formulation des IFC (1967) berechnet. (VDI Gl. 6.6)

A 9. Durchschnittliche und extreme Trocknungsbedingungen (Trockentemperatur TT, Feuchttemperatur TF, Holz-Ausgleichsfeuchte ugl, Trocknungsgefälle TG) für Laub- und Nadelholz in Abhängigkeit der Holzfeuchte (9-Stufenplan) nach Angaben von PRATT (1974) und BRUNNER-HILDEBRAND (1987)

	Stufe	1		2		3		4		5		6		7		8		9	
	u [%]	> 60	60	60	50	50	40	40	35	35	30	30	25	25	20	20	15	15	10
PRATT (1974)		289 LH, 43 NH		Brettdicke 25 - 38 mm															
TT [°C]	Min	35,0	35,0	35,0	35,0	35,0	35,0	40,0	40,0	40,0	40,0	45,0	45,0	45,0	45,0	50,0	50,0	60,0	60,0
	Max	90,0	90,0	90,0	90,0	95,0	95,0	95,0	95,0	95,0	95,0	95,0	95,0	95,0	95,0	95,0	95,0	95,0	95,0
	Ø LH	47,84	47,84	47,84	47,84	48,01	48,01	49,64	49,64	51,33	51,33	53,56	53,56	57,27	57,27	66,23	66,23	70,61	70,61
	Ø NH	72,79	72,79	72,79	72,79	74,88	74,88	78,49	78,49	78,49	78,49	81,28	81,28	81,51	81,51	86,98	86,98	87,09	87,09
TF [°C]	Min	30,5	30,5	28,5	28,5	28,5	28,5	31,0	31,0	31,0	31,0	32,5	32,5	32,5	32,5	35,0	35,0	40,5	40,5
	Max	81,0	81,0	81,0	81,0	78,0	78,0	78,0	78,0	78,0	78,0	78,0	78,0	78,0	78,0	78,0	78,0	78,0	78,0
	Ø LH	44,23	44,23	43,49	43,49	43,22	43,22	43,34	43,34	43,98	43,98	44,54	44,54	46,43	46,43	50,72	50,72	52,78	52,78
	Ø NH	66,29	66,29	66,27	66,27	66,29	66,29	64,79	64,79	64,79	64,79	65,63	65,63	65,81	65,81	66,77	66,77	66,73	66,73
ugl [%]	Min	8,5	8,5	8,5	8,5	5,4	5,4	4,6	4,6	4,6	4,6	4,6	4,6	4,6	4,6	4,4	4,4	4,4	4,4
	Max	16,8	16,8	16,8	16,8	16,8	16,8	14,7	14,7	14,7	14,7	13,3	13,3	11,6	11,6	9,3	9,3	7,5	7,5
	Ø LH	14,95	14,95	13,71	13,71	13,28	13,28	11,75	11,75	10,67	10,67	9,63	9,63	8,45	8,45	6,51	6,51	5,68	5,68
	Ø NH	11,01	11,01	10,97	10,97	9,51	9,51	7,41	7,41	7,41	7,41	6,39	6,39	6,35	6,35	4,85	4,85	4,80	4,80
TG [–]	Min	1,8	1,8	1,8	1,8	1,8	1,8	2,0	2,0	2,0	2,0	2,3	1,9	2,2	1,7	2,2	1,6	2,0	1,3
	Max	3,5	3,5	3,5	3,5	5,6	5,6	6,5	6,5	6,5	6,5	6,5	5,4	5,4	4,3	4,5	3,4	3,4	2,3
	Ø LH	2,06	2,06	2,21	2,21	2,30	2,30	2,68	2,68	2,89	2,89	3,28	2,73	3,04	2,43	3,19	2,38	2,68	1,81
	Ø NH	2,80	2,80	2,80	2,80	3,29	3,29	4,57	4,57	4,57	4,57	5,01	4,14	4,15	3,34	4,13	3,15	3,17	2,13
BRUNNER-HILDEBRAND (1987)		310 LH, 37 NH		Brettdicke 30 - 60 mm															
TT [°C]	Min	30,0	30,0	30,0	30,0	30,0	30,0	30,0	30,0	**30,0**	36,7	36,7	43,3	43,3	**50,0**	50,0	50,0	50,0	50,0
	Max	75,0	75,0	75,0	75,0	75,0	75,0	75,0	75,0	**75,0**	76,7	76,7	78,3	78,3	**80,0**	80,0	80,0	80,0	80,0
	Ø LH	49,55	49,55	49,55	49,55	49,55	49,55	49,55	49,55	**49,55**	55,88	55,88	62,19	62,19	**68,52**	68,52	68,52	68,52	68,52
	Ø NH	63,92	63,92	63,92	63,92	63,92	63,92	63,92	63,92	**63,92**	68,42	68,42	72,93	72,93	77,**43**	77,43	77,43	77,43	77,43
TF [°C]	Min	27,7	27,6	27,6	27,3	27,3	26,9	26,9	26,6	26,6	32,3	32,3	36,5	36,5	36,9	36,9	32,5	32,5	27,7
	Max	68,2	67,8	67,8	66,9	66,9	65,6	65,6	64,7	64,7	63,8	63,8	62,0	62,0	63,2	63,2	57,5	57,5	49,5
	Ø LH	46,49	46,33	46,33	45,88	45,88	45,29	45,29	44,90	44,90	48,97	48,97	51,40	51,40	52,46	52,46	47,09	47,09	40,53
	Ø NH	59,37	59,12	59,12	58,48	58,48	57,59	57,59	57,01	57,01	57,82	57,82	57,20	57,20	55,52	55,52	50,00	50,00	43,63
ugl [%]	Min	10,5	10,2	10,2	9,6	9,6	8,8	8,8	8,4	8,4	7,0	7,0	5,8	5,8	4,5	4,5	3,4	3,4	2,3
	Max	18,1	17,7	17,7	17,0	17,0	16,0	16,0	15,5	15,5	14,1	14,1	11,0	11,0	8,3	8,3	6,2	6,2	4,2
	Ø LH	15,83	15,47	15,47	14,73	14,73	13,83	13,83	13,31	13,31	11,11	11,11	8,58	8,58	6,41	6,41	4,82	4,82	3,21
	Ø NH	13,20	12,90	12,90	12,22	12,22	11,34	11,34	10,88	10,88	8,40	8,40	6,36	6,36	4,60	4,60	3,47	3,47	2,34
TG [–]	Min	1,7	1,7	1,7	1,8	1,8	1,9	1,9	1,9	**1,9**	2,1	2,1	2,3	2,3	**2,4**	2,4	2,4	2,4	2,4
	Max	2,9	2,9	2,9	3,1	3,1	3,4	3,4	3,5	**3,5**	4,3	4,3	4,3	4,3	**4,4**	4,4	4,4	4,4	4,4
	Ø LH	1,89	1,97	1,97	2,08	2,08	2,20	2,20	2,30	**2,30**	2,78	2,78	3,02	3,02	**3,27**	3,27	3,27	3,27	3,27
	Ø NH	2,30	2,34	2,34	2,49	2,49	2,68	2,68	2,82	**2,82**	3,60	3,60	3,97	3,97	**4,32**	4,32	4,32	4,32	4,32

Lebenslauf

Ich wurde am 29.10.1958 in Hamburg geboren und bin jüngster Sohn der fünfköpfigen Familie von Dipl. Ing. Anton und Marga Fortuin. Meine Schulausbildung begann im Alter von 6 Jahren 1965 in der katholische Grundschule in Harburg. Im Jahr 1969 wechselte ich an das Friedrich-Ebert-Gynmasium und erreichte mein Abitur 1977 mit der Gesamtnote „gut". Anschließend bewarb ich mich für das Studium der Holzwirtschaft an der Universität Hamburg, das ich 1978 begann. Die Diplomurkunde mit dem Gesamturteil „gut" und der Titel *Diplom-Holzwirt* wurde mir 1984 verliehen. Anschließend war ich Mitarbeiter des Instituts für Holzphysik der Bundesforschungsanstalt für Forst- und Holzwirtschaft und arbeitete an aktuellen Forschungsvorhaben von Herrn Dr. Welling mit. Neben der Planung, Durchführung und Auswertung von Versuchen, begutachtete ich auch Schadensfälle. In diesem Zusammenhang entstand 1988 der Wunsch, eine Dissertation auf dem Gebiet der Holztrocknung zu erstellen. Im Jahr 1991 verließ ich nach ca. 7 Jahren das Institut, in dem ich als wissenschaftlicher Angestellter gearbeitet hatte – eine Zeit auf die ich auch heute noch gerne und dankbar zurückblicke. Mit einer kurzen Unterbrechnung 1996, in der ich noch einmal für kurze Zeit im Institut beschäftigt war, bin ich freiberuflich tätig.

Erklärung

Hiermit erkläre ich, dass ich die vorliegende Arbeit selbständig und ohne fremde Hilfe verfasst habe. Andere als die von mir angegebenen Quellen und Hilfsmittel wurden nicht benutzt. Wörtliche oder inhaltlich entnommene Stellen aus anderen Veröffentlichungen sind als Zitate erkennbar.

Außerdem erkläre ich hiermit, dass ich mich nicht an einer anderen Universität um eine Promotion beworben habe. Die Dissertation wurde von mir auch nicht an einer anderen Universität eingereicht.

Hamburg, im Juni 2003