

# **Theoretische und experimentelle Untersuchungen der Trocknung plastisch geformter Ziegelrohlinge**

## **Dissertation**

zur Erlangung des akademischen Grades

## **Doktoringenieurin**

**(Dr.-Ing.)**

von Dipl.-Ing. (FH) Uta Telljohann  
geb. am 06.09.1972 in Osnabrück

genehmigt durch die Fakultät für Verfahrens- und Systemtechnik  
der Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg

Gutachter: Prof. Dr.-Ing. habil. Eckehard Specht  
Prof. Dr.-Ing. habil. Dr. h. c. Lothar Mörl  
Dr.-Ing. Karsten Junge

Promotionskolloquium am: 04.06.2004

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit im Institut für Ziegelforschung Essen e.V..

Ich möchte mich von ganzem Herzen bei Herrn Dr.-Ing. Karsten Junge, Leiter des Instituts für Ziegelforschung Essen e.V., für die Ermöglichung der Bearbeitung dieses Themas bedanken. Ich danke ihm für die sehr gute Betreuung, die vielfältige Förderung bei der Durchführung und für die zahlreichen Hilfestellungen bei der Ausarbeitung der Arbeit.

Herzlich danken möchte ich Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. Eckehard Specht für die sehr intensive Betreuung, für die jederzeit bereitwillig gewährte Unterstützung und die vielen wertvollen Anregungen bei der Durchsicht der Arbeit.

Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. Dr. h. c. Lothar Mörl danke ich für die anregenden Diskussionen und die Ideen, die er in die Arbeit hineingebracht hat. Ich danke ihm für das große Interesse und für die gründliche Durchsicht der Arbeit.

Ich danke Herrn Dr.-Ing. Karsten Junge, Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. Eckehard Specht und Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. Dr. h. c. Lothar Mörl dafür, dass sie mir während der Erstellung meiner Arbeit viele Kenntnisse über die Wärme- und Stoffübertragung und die Trocknungstechnik vermittelt haben.

Weiterhin danke ich Herrn Dipl.-Ing. Dirk Deppe, der mich als kompetenter Gesprächspartner in vielen Fragestellungen sehr unterstützt hat.

Mein Dank gilt allen Angestellten des Instituts für die direkte und indirekte Unterstützung.

## Kurzreferat

Diese Arbeit beschäftigt sich mit theoretischen Überlegungen und experimentellen Untersuchungen zur Trocknung von Ziegelrohlingen. Von wesentlichem Einfluss auf den Trocknungsverlauf sind neben den äußeren Bedingungen die Feuchteleitfähigkeit, der Grenzwassergehalt des Rohlings, der das Schwindungsende markiert, und die Diffusionswiderstandszahl innerhalb der trockenen Außenschale im zweiten Trocknungsabschnitt. Die zeitabhängigen Feuchteprofile innerhalb des Gutes hängen von dem Feuchteleitkoeffizienten ab, der seinerseits vom örtlichen Wassergehalt sowie der Temperatur geprägt wird. Feuchteleitkoeffizienten von Ziegeltonen sind bislang nicht bekannt.

In dieser Arbeit wird für den schwindungsbehafteten Teil der Trocknung ein physikalisch begründetes Modell entwickelt, das die Abhängigkeit des Feuchteleitkoeffizienten von der Rohlingsfeuchte beschreibt. Oberhalb des Grenzwassergehaltes ist er proportional zum Quadrat des volumetrischen Wassergehaltes. Für einen frei wählbaren Referenzwassergehalt wird der Feuchteleitkoeffizient durch Messungen an Probekörpern ermittelt. Damit ist zugleich der Feuchteleitkoeffizient oberhalb des Grenzwassergehaltes für alle Rohstofffeuchten rechnerisch bestimmbar. Der das Schwindungsende markierende Grenzwassergehalt ergibt sich aus dem die Rohlinge charakterisierenden Trockenschwindmaß. Unterhalb des Grenzwassergehaltes fällt der Feuchteleitkoeffizient mit abnehmendem Wassergehalt um mehrere Zehnerpotenzen ab. Die oben geschilderten Zusammenhänge sind Grundlage eines in dieser Arbeit entwickelten Rechenprogramms, mit dem der Trocknungsverlauf von Ziegelrohlingen im ersten und zweiten Trocknungsabschnitt simuliert werden kann.

In einem Labortrockner werden Trocknungsversuche unter verschiedenen Bedingungen an einer Ziegelmasse durchgeführt und die Ergebnisse den Simulationsrechnungen gegenübergestellt. Darüber hinaus wird eine im industriellen Betrieb gemessene Trocknungskurve mit der Berechnung verglichen. In allen Fällen zeigt sich eine gute Übereinstimmung zwischen der Praxis und den Simulationsrechnungen.

Parametervariationen zeigen, wie sich die rissgefährdenden Feuchtegradienten vermindern lassen. Insbesondere die Heraufsetzung der Kühlgrenztemperatur und die Erhöhung der Feuchteleitfähigkeit, die man beispielsweise durch Zusatz von Magerungsmitteln erreicht, haben sich als sehr wirksam erwiesen. Zur Verminderung der Trockenzeit ist es sinnvoll, den Wärmeeintrag in den Rohling zu vergrößern. An einer Beispielrechnung wird gezeigt, dass einfache Maßnahmen zur effizienten Verkürzung der Trocknungsdauer ausreichen.

# Inhaltsverzeichnis

<b>1</b>	<b>EINLEITUNG .....</b>	<b>5</b>
<b>2</b>	<b>STAND DER TECHNIK UND DER WISSENSCHAFTLICHEN FORSCHUNG. .....</b>	<b>7</b>
2.1	TROCKNUNG ALS TEILPROZESS DER ZIEGELHERSTELLUNG .....	7
2.2	EIGENSCHAFTEN DER ZIEGELROHSTOFFE .....	12
2.3	TROCKNUNGSABSCHNITTE .....	17
2.3.1	<i>Übersicht .....</i>	<i>17</i>
2.3.2	<i>Berechnung des ersten Trocknungsabschnittes.....</i>	<i>22</i>
2.3.3	<i>Berechnung des zweiten Trocknungsabschnittes.....</i>	<i>28</i>
2.4	KAPILLARE TRANSPORTVORGÄNGE .....	33
2.5	FEUCHTELEITUNG IN DER ROHLINGSMASSE .....	40
2.6	DIFFUSIONSVORGÄNGE IN DER TROCKENEN AUßENSCHALE .....	45
2.7	SCHWINDUNGSVORGÄNGE .....	48
2.8	ENTSTEHUNG MECHANISCHER SPANNUNGEN .....	53
2.9	VERMINDERUNG DER TROCKENRISSGEFÄHRDUNG .....	54
2.10	WEITERE FACHLITERATUR ZUR TROCKNUNG VON ZIEGELROHLINGEN .....	58
<b>3</b>	<b>MATHEMATISCHES MODELL .....</b>	<b>60</b>
3.1	PLATTENGEOMETRIE .....	60
3.2	VEREINFACHTES MODELL .....	60
3.3	KOMPLEXERES MODELL.....	73
3.3.1	<i>Feuchteabhängigkeit des Feuchteleitkoeffizienten.....</i>	<i>73</i>
3.3.2	<i>Ermittlung des Grenzwassergehaltes und des Schwindungsverlaufs.....</i>	<i>77</i>
3.3.3	<i>Das Rechenprogramm.....</i>	<i>81</i>
3.3.4	<i>Beschreibung des Rechenprogramms.....</i>	<i>90</i>

<b>4</b>	<b>BESTIMMUNG DER STOFFGRÖßEN UND DES WÄRMEÜBERGANGSKOEFFIZIENTEN .....</b>	<b>96</b>
4.1	ERMITTLUNG DER DICHTEN, DER LINEAREN TROCKENSCHWINDUNG UND DES WÄRMELEITKOEFFIZIENTEN .....	96
4.2	ERMITTLUNG DES FEUCHTELEITKOEFFIZIENTEN .....	96
4.3	BESTIMMUNG DER DIFFUSIONSWIDERSTANDSZAHL .....	102
<b>5</b>	<b>VERGLEICH DER ERRECHNETEN UND GEMESSENEN DATEN ZUR TROCKNUNG PLATTENFÖRMIGER ZIEGELROHLINGE .....</b>	<b>106</b>
5.1	BESCHREIBUNG DER VERSUCHSANLAGE .....	106
5.2	VERGLEICH DER ERRECHNETEN WERTE MIT LABORMESSUNGEN .....	109
5.3	VERGLEICH DER MATHEMATISCHEN SIMULATION MIT EINER BETRIEBSMESSUNG..... .....	118
<b>6</b>	<b>AUSWIRKUNGEN VON PARAMETERVARIATIONEN AUF DEN TROCKNUNGSVERLAUF .....</b>	<b>128</b>
6.1	PARAMETERVARIATIONEN.....	128
6.2	BEISPIEL FÜR EINE TROCKNUNGSOPTIMIERUNG .....	147
<b>7</b>	<b>ZUSAMMENFASSUNG.....</b>	<b>150</b>
<b>8</b>	<b>VERZEICHNIS DER VERWENDETEN FORMELZEICHEN.....</b>	<b>152</b>
<b>9</b>	<b>LITERATUR .....</b>	<b>154</b>

## 1 Einleitung

Die Auslegung von Trocknern der Ziegelindustrie und verwandter Branchen basiert bis heute ausschließlich auf empirischen Erkenntnissen. Diese werden durch wissenschaftliche Arbeiten lediglich zum ersten Trocknungsabschnitt gestützt. Eine in Betriebsabläufe integrierte messtechnische Erfassung des Übergangs vom ersten zum zweiten Trocknungsabschnitt ist nicht möglich. Fachleute schätzen, dass der Übergang „etwa zur halben Anfangsfeuchte“ stattfindet; diese Annahme ist jedoch äußerst ungenau. Man unterstellt ferner, dass der erste Trocknungsabschnitt ungefähr mit dem Zeitraum übereinstimmt, in dem sich die mit erheblichen Riss- und Verkrümmungsgefährdungen einhergehende Rohlingsschwindung abspielt.

Die messtechnische oder rechnerische Erfassung der Trocknungsvorgänge im Ziegelrohling ist mit größtem Aufwand verbunden oder derzeit unter Betriebsbedingungen nicht möglich. Eine auf wissenschaftliche Basis erstellte Optimierungsstrategie für die Gesamttrocknung von Ziegelrohlingen existiert daher noch nicht. Ziel einer solchen Strategie ist die signifikante Steigerung der Trocknungsgeschwindigkeit bei gleichzeitiger Verminderung der Trockenrissgefährdung. Dies lässt sich nur durch weitergehende Erkenntnisse über die trockenungstechnischen Vorgänge innerhalb des Rohlings erreichen. Die Arbeit soll eine Grundlage für die Optimierung der Trocknung von Ziegelrohlingen legen.

Im Rahmen dieser Arbeit wird ein mathematisches Modell der Vorgänge erstellt, die sich im Rohling während der Trocknung abspielen. Es bildet die Grundlage für ein Simulationsprogramm zur Berechnung von zeitabhängigen Feuchteverteilungen, Schwindungszuständen und Rohlingstemperaturen. Daraus lassen sich dann für den Betrieb die notwendigen Trocknerluftzustände und Wärmeübergänge ermitteln. Diese Daten versetzen Ziegler und insbesondere Anlagenbauer in die Lage, den Trocknungsprozess verlässlich so zu gestalten, dass Ziegelrohlinge ohne Qualitätsmangel mit höchstmöglicher Geschwindigkeit getrocknet werden können. Eine schnellere Trocknung erhöht die Wirtschaftlichkeit.

Die gewonnenen Erkenntnisse sollen sich auf die derzeit in der Ziegelindustrie üblichen Kammer- und Durchlauftrockner abbilden, die als weit verbreitete Typen von Trocknungsanlagen gelten. Insbesondere wird aber darauf abgezielt, dass neuere Anlagen, wie die zur Schnellrocknung dienenden Durchströmungstrockner für Lochziegel und Prallstromtrockner für dünnwandige Produkte mit höchstmöglicher Flexibilität – auch bei Produktwechsel – gefahren werden können. Bei diesen Trocknertypen werden alle Rohlinge der gleichen Trockneratmosphäre ausgesetzt,

so dass der Trocknungsprozess vom Setzort unabhängig ist. In Kammer- oder Durchlauftrocknern herrschen lokal große individuelle Unterschiede im Trocknungsfortschritt der Ziegelrohlinge. Daher war bislang eine auf rohlingsbedingte Kriterien bezogene Steuerung der Trockner kaum möglich. Die vom Setzort unabhängige Schnelltrocknung beginnt sich derzeit jedoch stark auszubreiten. Hier ist die Berücksichtigung der möglichst gut erfassten Vorgänge innerhalb des Rohlings für die Geschwindigkeitsoptimierung unerlässlich.

## **2 Stand der Technik und der wissenschaftlichen Forschung**

### **2.1 Trocknung als Teilprozess der Ziegelherstellung**

Vor- und Hintermauerziegel, Dachziegel sowie Pflasterklinker sind Massenprodukte, die aus tonigen Rohstoffen in unterschiedlichen Zusammensetzungen hergestellt werden. Ziegelmassen verdanken ihre Bildsamkeit den rheologischen Eigenschaften der Ton-Wassergemische. Zur Ziegelherstellung benutzt man Rohstoffmischungen, in denen der Anteil sogenannter Tonminerale etwa zwischen 10 und 40 % liegt. Wichtige Tonminerale sind Kaolinit, Halloysit und Illit [1]. Weniger plastische Rohstoffe werden meistens für die Herstellung von Vollziegeln und einfachen Lochziegeln verwendet, die plastischeren für Ziegeleiprodukte mit dünnwandigen Strukturen und für Dachziegel. Die Rohstoffe stammen überwiegend aus betriebs-eigenen und nahe gelegenen Lagerstätten; zum Teil setzt man auch Fremdtone ein. Der abgebaute grubenfeuchte Rohstoff wird häufig eine Zeit lang zur Bevorratung, Mischung verschiedener Tonsorten und gleichmäßiger Durchfeuchtung im Sumpfhaus oder Maukturm gelagert. Beim Mauken werden Agglomerate aufgeschlossen. Gleichzeitig können chemische und biologisch-bakterielle Prozesse ablaufen.

Die Aufbereitung, bestehend aus Mischen, Zerkleinern und Homogenisieren, geschieht in mehreren nacheinander ablaufenden Teilprozessen. Sie beginnt meistens im sogenannten Kollergang, in dem eine grobe Vorzerkleinerung vorgenommen wird. Hieran schließt sich eine Feinzerkleinerung im Walzwerk an, bei der die maximale Korngröße auf beispielsweise 1 mm eingestellt wird. Zur weiteren Homogenisierung dienen in der Keramik übliche Aggregate, wie zum Beispiel Siebrundbeschicker und Doppelwellenmischer. Auch die zum Extruder – in der Ziegelindustrie im Allgemeinen als Schneckenpresse bezeichnet – gehörende Vortriebsschnecke sorgt für eine weitere Homogenisierung der Rohlingsmasse. Diese verlässt die Schneckenpresse durch ein Mundstück. Hierin erhält sie entweder ihre endgültige Form als beispielsweise Hochlochziegel und wird anschließend durch Abschneideträhte auf die gewünschte Länge geschnitten, oder sie erhält eine Batzengeometrie. Diese Herstellungsvariante ist für die Dachziegelproduktion üblich, bei der die so erzeugten Batzen durch Stempelpressen in die gewünschte Form gebracht werden. Zur Formgebung ist es erforderlich, die Masse mit so viel Wasser zu versetzen, dass sie eine Plastizität erreicht, mit der sie ohne Oberflächenfehler und möglichst texturfrei verpresst werden kann. Die hierfür erforderlichen Wassergehalte liegen je nach Rohstoff und gewünschtem Produkt meistens zwischen 17 und 30 Massenprozent bezogen auf die trockene Rohlingsmasse [1].

In vielen Fällen setzt man dem Rohstoff Zusatzmittel zu. Bei sehr plastischen Tonen werden zum Beispiel Sande und Natursteinmehle beigemischt, da sich dadurch die Trockenbruchanfälligkeit vermindern lässt [2,3]. Die Wärmeleitfähigkeit kann durch Zusatz von Porosierungsmitteln, wie Sägemehl, Papierfangstoff oder Styropor herabgesetzt werden. Da diese Stoffe während des Brennprozesses unter Zurücklassung feiner Poren verbrennen, wird eine bessere Wärmedämmung der Ziegel erzielt [4-8]. Die Zusatzstoffe werden ebenso wie das Anmachwasser im Laufe der Aufbereitungsschritte eingemischt.

Die nassen Formlinge setzt man auf Latten oder sonstige Formlingsträger und fährt sie in den Trockner. Hier wird den Rohlingen die zum Formen notwendige Feuchtigkeit wieder entzogen, so dass sie für die folgenden Prozesse genügend Festigkeit besitzen und beim anschließenden Brennvorgang nicht zerstört werden. Als Trocknungsmittel wird Warmluft eingesetzt. Sie stellt die zur Verdampfung des Wassers erforderliche Energie zur Verfügung und nimmt das in den Rohlingen enthaltene Wasser in Form von Wasserdampf auf. Ziegelrohlinge trocknet man im Allgemeinen auf 0,5 bis 3,0 Massenprozent Feuchtegehalt bezogen auf die trockene Masse [9].

Zur Trocknung werden am häufigsten Kammertrockner eingesetzt. Alle Formlinge einer Kammerfüllung durchlaufen die einzelnen Trocknungsabschnitte nahezu gleichzeitig. Die Trockner werden periodisch beschickt und entleert. Meistens sind so viele Trockenkammern vorhanden, dass sich näherungsweise ein kontinuierlicher Betrieb ergibt. Die Formlinge werden dem Trockner mit Absetzwagen oder Schiebebühne zugeführt. Die Belüftung geschieht durch ventilatorbewegte Umluft, die die Kammern reversierend in wechselnder Richtung durchbläst. Außerdem sind Einrichtungen wie Schlitzdüsen oder Lüftersäulen vorhanden, die für eine sehr intensive Luftbewegung innerhalb der Kammern sorgen.

In der Regel wird im Energieverbund mit dem Brennofen der Ziegelei getrocknet. Falls die Verbundenergie nicht ausreicht, um die Trocknerluft aufzuheizen sind Zusatzbrenner vorhanden. Des Weiteren gibt es Frischluftzuführungen und eventuell auch Dampfblasungen, um den gewünschten Luftzustand einstellen zu können. Aus energetischen Gründen wird in manchen Fällen feuchte Kammerabluft mit Frischluft gemischt und anderen Kammern als Umluft zur Verfügung gestellt. Auf diese Weise kann auch die Trockenrissgefährdung vermindert werden. Da der Luftzustand bei Kammertrocknern nach vorgewähltem Programm und im Allgemeinen durch Computersteuerungen regelbar ist, werden diese Anlagen vorzugsweise bei der Herstellung trockenungsempfindlicher Ziegeleiprodukte eingesetzt. Sie

kommen des Weiteren immer dann zum Einsatz, wenn viele verschiedene Formate mit unterschiedlichen Trocknungseigenschaften produziert werden.

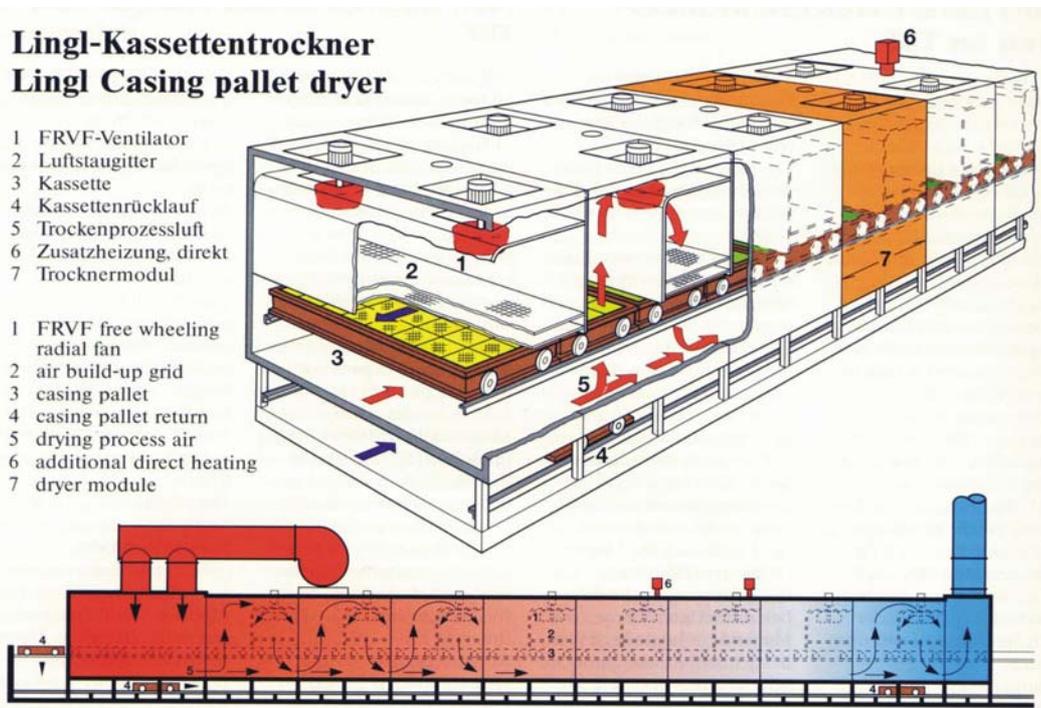
Wenn ein über längere Zeiträume immer gleichbleibendes Produkt in gleichmäßiger Leistung hergestellt wird, benutzt man bevorzugt Durchlauftrockner. Diese werden kontinuierlich betrieben. In ihnen wird das Gut auf Trocknerwagen durch den Trockenraum geschoben. Die Trocknungsluft wird im Gegenstrom, also entgegen der Schubrichtung der Formlinge, durch den Trockner gezogen und im Bereich der Trocknerwageneinfahrt abgesaugt. Der Trockner ist in einzelne Zonen eingeteilt, die wie Kammern mit annähernd feststehenden Klimaverhältnissen wirken und getrennt voneinander regelbar sind. Die Trocknung beginnt in einer sehr feuchten Atmosphäre bei verhältnismäßig niedriger Temperatur und endet in trockener, heißer Luft. Die Temperatur der am hinteren Ende eintretenden Zuluft liegt dabei meistens zwischen 100 und 200°C. Mitunter werden Teilströme an bestimmten Orten des Trockners abgesaugt und an anderen Stellen wieder zugegeben. Luftumwälzgeräte sorgen für eine intensive Luftumwälzung und -vermischung. Eine exakte Klimasteuerung ist im Durchlauftrockner nicht möglich. Daher benutzt man sie vorwiegend zur Trocknung wenig empfindlicher Rohstoffe. Bei kontinuierlicher Betriebsweise ist der Energiebedarf eines Durchlauftrockners niedriger als der eines vergleichbaren Kammertrockners.

Seit kurzer Zeit stehen Anlagen zur Verfügung, in denen verglichen mit den konventionellen Trocknern sehr schnell getrocknet werden kann. Bei der Schnelltrocknung ist es erforderlich, dass alle Rohlinge im Trockner gleich behandelt werden, das heißt dass alle ihre äußeren und – bei Lochziegeln – auch inneren Oberflächen gleichmäßig und intensiv getrocknet werden. Auf diese Weise sind bei der Trocknung von Hochlochziegeln nur noch wenige Millimeter dicke Stege der überströmenden Luft ausgesetzt. Dadurch können die erforderlichen Trocknungszeiten auf eine Größenordnung von unter zwei Stunden vermindert werden. Auch bei der Dachziegeltrocknung lassen sich große Zeiteinsparungen gegenüber konventioneller Trocknung erreichen.

Bei der Schnelltrocknung von Lochziegeln werden die Formlinge beispielsweise ein- oder zweilagig auf der Schnittfläche liegend in Kassetten entsprechend Bild 1 gesetzt und vertikal mit Warmluft zwangsdurchströmt. Im Idealfall sind die Ziegel so angeordnet, dass die hydraulischen Durchmesser der durchströmten Löcher ungefähr so groß wie die Außenabstände zwischen den benachbarten Ziegeln sind. Durch die Art der Rohlingsdurchblasung wird für ein hohes Maß an Gleichmäßigkeit innerhalb der Einzelrohlinge während des Trocknungsablaufs gesorgt.



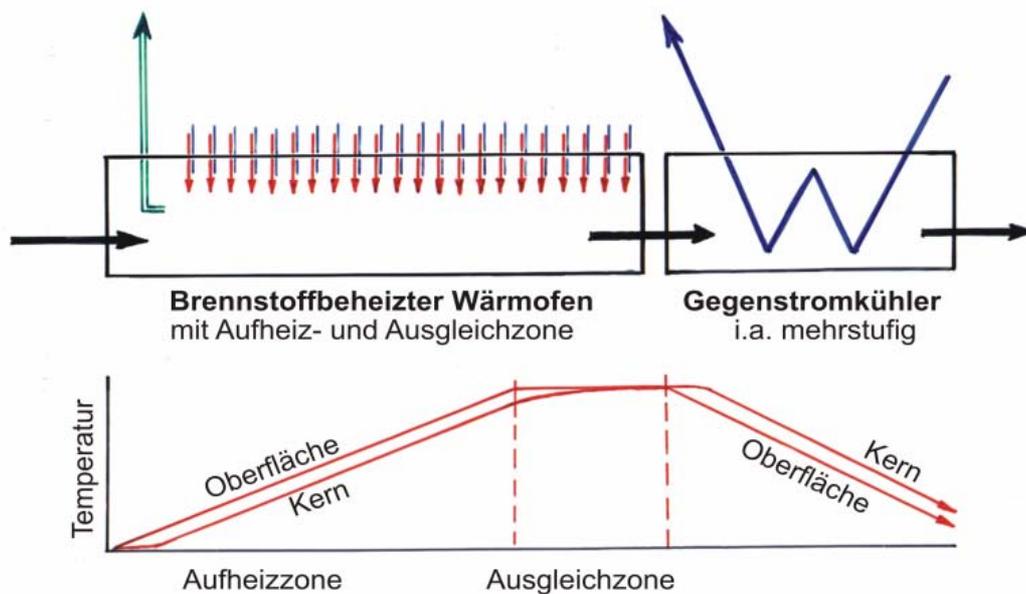
**Bild 1: Kassette eines Schnellrockners**



**Bild 2: Schnellrockner für Hochlochziegel**

Das Verfahrensschema hierzu ist in Bild 2 dargestellt. Ein solcher Schnelltrockner hat einen Zeitbedarf von nur 90 Minuten für die Trocknung großformatiger Hochlochziegel, gegenüber mehreren Tagen bei konventionellen Kammer- oder Durchlaufrocknern. Ähnliche Verhältnisse stellen sich ein, wenn die Rohlinge auf der Seite liegend horizontal durchströmt werden [10,11].

Nach dem Trocknen platziert eine Setzmaschine die Rohlinge auf Ofenwagen, die den Tunnelofen durchfahren. In modernen Tunnelöfen laufen im Allgemeinen zwei Teilprozesse ab. Diese sind in Bild 3 dargestellt. Im ersten Teil werden die Ziegelrohlinge bis zur Garbrandtemperatur aufgeheizt, bei der sie eine der Brennkurve entsprechende Zeit verweilen. In der Aufheizzone des Ofens finden Verdampfungsprozesse statt, wie das Entweichen von hygroskopisch gebundenem Restwasser und Kristallwasser der Tonminerale. Des Weiteren kommt es zum Abschwelen und Verbrennen eventuell vorhandener organischer Substanzen sowie zur Karbonatzersetzung.



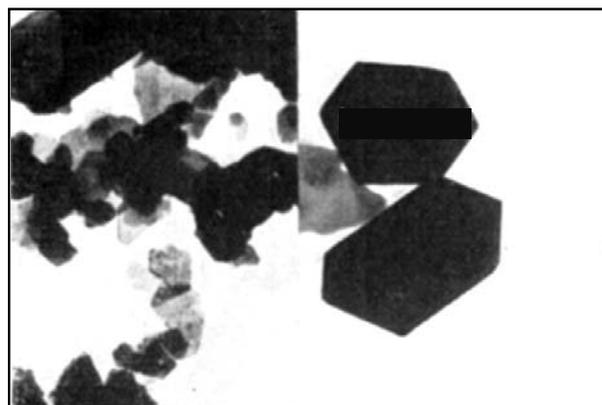
**Bild 3: Tunnelofen als entkoppelte Serie aus Wärmofen, bestehend aus Aufheiz- und Ausgleichzone und nachgeschaltetem rekuperativen Kühler**

In der Brennzonen bei Temperaturen ab etwa 900°C entsteht der Ziegelscherben durch Festkörperreaktionen und Schmelzphasenbildungen. Für die Produkteigenschaften ist die Höhe der Garbrandtemperatur von großer Bedeutung. Da viele Reaktionen langsam ablaufen, muss die Brennkurve auch deren Zeitbedarf berücksichtigen [12,13,14].

Im Anschluss an die Aufheiz- und Brennphase werden die Ziegel im zweiten Teilprozess in einem ein- oder mehrstufigen Gegenstromkühler auf Ausfahrtemperatur gebracht. Die dabei entstehende erwärmte Kühlluft wird zur Rohlingstrocknung verwendet. Auf diese Weise erzeugt der Brennofen einen großen Teil der zur Rohlingstrocknung erforderlichen Energie. Nur geringe Mengen Zusatzenergie sind für die Trocknung nötig. Die fertig gebrannten Ziegel werden mittels Entlademaschine von den Ofenwagen abgehoben und der Palettier- beziehungsweise Verpackungsanlage zugeführt.

## 2.2 Eigenschaften der Ziegelrohstoffe

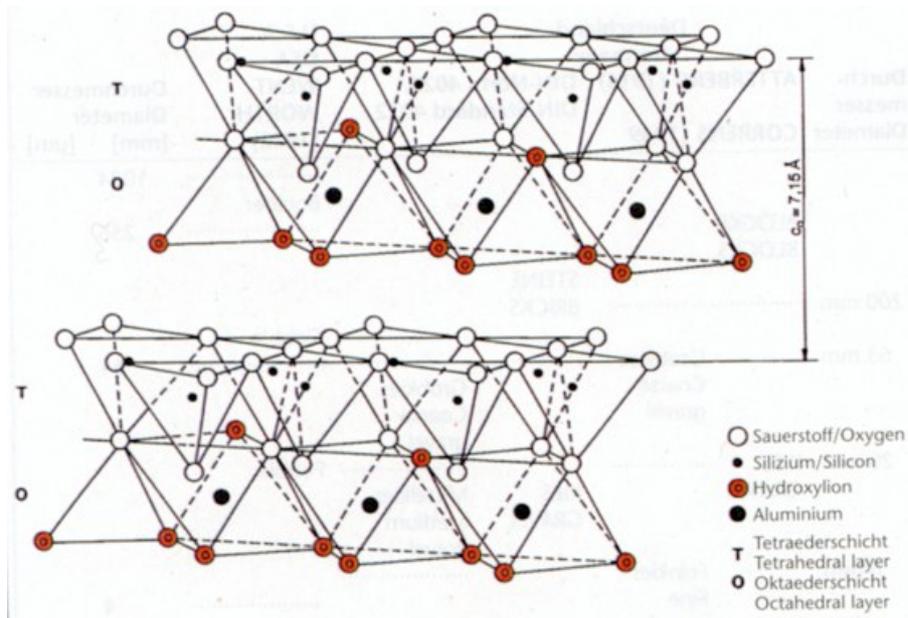
Ziegelrohstoffe sind Gemenge aus Tonen mit anderen Mineralen und organischen Substanzen. Wichtigster Bestandteil von Ziegelrohstoffen ist der Ton. Er besitzt bildsame Eigenschaften, die die Formgebung möglich machen. Bei ihm handelt es sich um ein Verwitterungsprodukt feldspatreicher Gesteine, wie beispielsweise dem Granit. In der Sedimentpetrografie sind Tone als Sedimente mit einer Korngröße  $< 2 \mu\text{m}$  definiert [15]. Je nach Herkunft unterscheiden sich tonige Rohstoffe durch ihre chemische Zusammensetzung, ihre mineralogische Struktur sowie durch ihren Korngrößenaufbau. Bildsamkeit, Anmachwasserbedarf und Trocknungsverhalten einer Masse werden entscheidend durch den Korngrößenaufbau bestimmt. Je höher der Anteil der Fraktion  $< 2 \mu\text{m}$  ist, umso „fetter“, das heißt plastischer ist der tonige Rohstoff im Allgemeinen [1,16].



**Bild 4: Rasterelektronenmikroskopaufnahme von Kaolinit, links, und Dickit, rechts [17]**

Tonminerale sind Schichtsilikate mit plättchenförmiger Gestalt. Ihre Basisfläche ist erheblich größer als die Dicke. Bild 4 zeigt eine Elektronenmikroskopaufnahme von Kaolinit und Dickit im Maßstab 1:18 000. Die Plättchenform ist in beiden Teilbildern

gut erkennbar. Grundbausteine der Tonminerale sind die  $[\text{SiO}_4]$ -Tetraeder und die  $[\text{Al}(\text{O},\text{OH})_6]$ -Oktaeder. Je nach Anordnung der Schichten unterscheidet man in Zwei- und Dreischichtminerale [18]. Bild 5 zeigt den strukturellen Aufbau der Tonminerale am Beispiel eines Zweischichtminerals. Bei den Zweischichtmineralen bestehen die Schichtpakete abwechselnd aus einer  $[\text{SiO}_4]$ -Tetraeder- und einer  $[\text{Me}(\text{O},\text{OH})_6]$ -Oktaederschicht. Dabei bedeutet Me Metall. Zu den Zweischichtmineralen gehören beispielsweise der bekannte Kaolinit und der Halloysit [17].

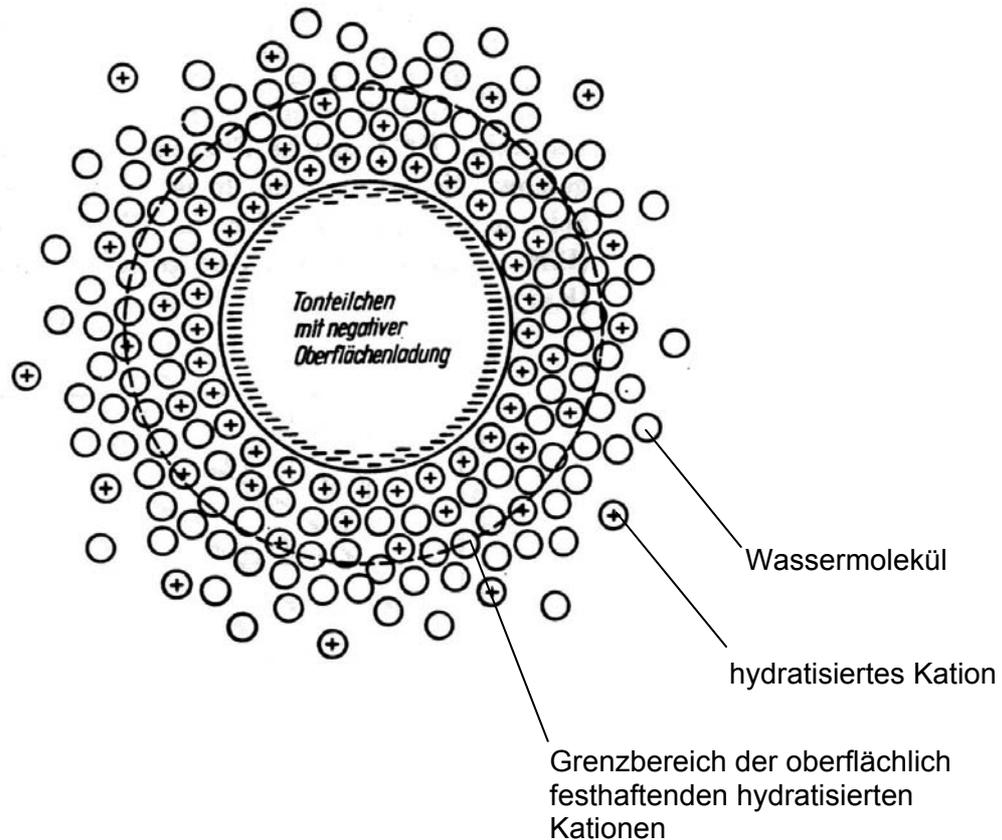


**Bild 5: Struktureller Aufbau von Zweischichtmineralen [15]**

Bestehen die Tonminerale aus zwei  $[\text{SiO}_4]$ -Tetraeder- und einer  $[\text{Me}(\text{O},\text{OH})_6]$ -Oktaederschicht, wie zum Beispiel der Montmorillonit und der Illit, so handelt es sich um Dreischichtminerale. In den Oktaederschichten tritt als Me meist Aluminium oder Magnesium auf. Aus Gründen der Elektroneutralität sind dann entweder  $2/3$  der Oktaederlücken mit  $\text{Al}^{3+}$  oder alle mit  $\text{Mg}^{2+}$  aufgefüllt. Sowohl in den Tetraederschichten als auch in den Oktaederschichten können einzelne Elemente durch andere ersetzt werden. Zum Ladungsausgleich werden dann zusätzliche Elemente im Gitter eingebaut. Teilweise kommt es zum Auftreten eines negativen Ladungsüberschusses in den Schichtpaketen. Dieser wird durch Einlagerung zusätzlicher Kationen zwischen den Schichtpaketen ausgeglichen. Dadurch ergibt sich eine Vielzahl von Variationsmöglichkeiten für die Struktur, wobei zusätzlich  $\text{H}_2\text{O}$  als Zwischenschichtwasser oder Hydroxidschichten zwischen die Schichtpakete eintreten kann [17].

Wasser besitzt einen Dipolcharakter, und es gilt die Tatsache, dass es auf der Oberfläche der Tonminerale häufig zu einem negativen Ladungsüberschuss kommt

[17]. Dadurch bildet sich bis zu einer bestimmten Entfernung vom eigentlichen Tonteilchen eine diesem anhaftende Wasserhülle. Die ersten Moleküllagen dieses Wassers haften sehr fest an den negativ geladenen Tonmineralteilchen und sind somit unbeweglich. Weitere Wassermoleküle in Form von Wasserdipolen und hydratisierten Kationen werden wegen der zunehmenden Entfernung vom Tonmineralteilchen immer weniger fest angelagert. Den Aufbau der Hydrathülle aus einer festhaftenden und einer beweglichen Schicht bezeichnet man als Doppelschicht [19].



**Bild 6: Darstellung der Doppelschicht [19]**

Die diffus angelagerten beweglichen Wassermoleküle bilden das Hüllenwasser der Feststoffpartikel und erleichtern die relative Gleitbewegung der Tonmineralteilchen zueinander. Somit tragen sie in erheblichem Maße zur Bildsamkeit bei, sind aber auch für das Auftreten einer Volumenschwindung während der Trocknung verantwortlich [19]. Anschaulich zeigt Bild 6 die sich aufbauenden Schichten anhand eines runden und damit von den Plättchenmineralen abweichenden Tonteilchens.

Eines der wichtigsten Tonminerale ist Kaolinit ( $\text{Al}_2\text{O}_3 \cdot 2\text{SiO}_2 \cdot 2\text{H}_2\text{O}$ ), aus dem oberhalb von etwa  $450^\circ\text{C}$  das sich aus den OH- und O-Ionen des Gitters bildende Konstitutionswasser entweicht. Dieses ist chemisch gebunden, und seine Entfer-

nung gehört nicht zu den Aufgaben der Trocknung [20]. Fireclay ist ein Kaolinit mit gestörter Gitterstruktur. Montmorillonit ist quellfähig. Er kann zwischen den Schichtgittern viele Wassermoleküle aufnehmen, wobei das Gitter auseinandergedrängt wird und die Teilchen das 16-fache Volumen der wasserfreien Kristalle annehmen können. Beim Trocknen entweicht dieses Wasser und führt zu einer sehr großen Trockenschwindung. Aus diesem Grund beschränkt sich die Anwendung montmorillonithaltiger Tone in der Ziegelindustrie auf nur sehr kleine Massenanteile. Tone mit hohen Montmorillonitgehalten nennt man auch Bentonite. Illit, der in vielen Tonen das Hauptmineral ist, verliert sein Konstitutionswasser erst oberhalb von 400°C [16].

Übliche Angaben über den Feuchtegehalt von Massen erfassen nur das Wasser, das bis etwa 105°C verdampft, so dass das stärker gebundene Konstitutionswasser als Bestandteil der festen Masse angesehen wird.

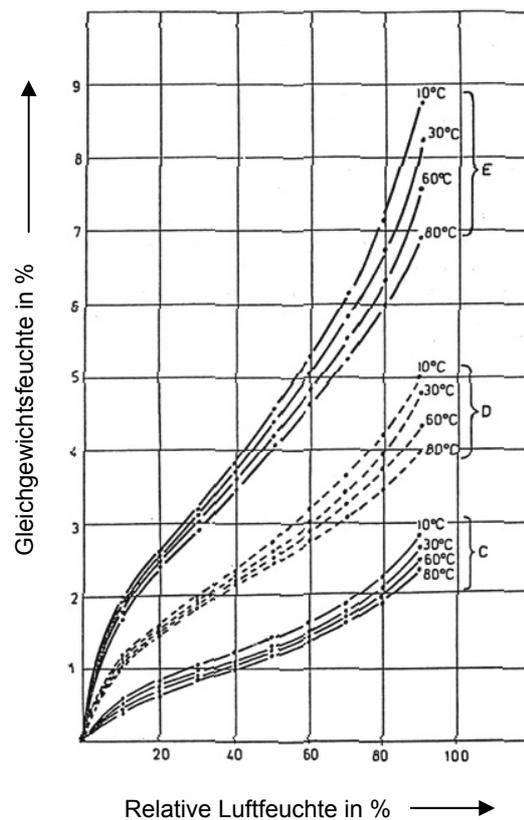
#### Arten der Bindung zwischen Wasser und Trockengut

Man unterscheidet verschiedene Arten der Bindung zwischen Wasser und Trockengut. Die Haftflüssigkeit bildet einen zusammenhängenden Film auf der Rohlingsoberfläche. Über die Oberflächenkräfte hinausgehende Bindungen zwischen dem Haftwasser und dem Gut existieren nicht. Der Dampfdruck gleicht dem Sättigungsdampfdruck der Flüssigkeit bei der zugehörigen Temperatur. Als Kapillarflüssigkeit wird die in den Poren eines porösen Stoffes befindliche Flüssigkeit bezeichnet, die beim Trocknungsvorgang durch Kapillarkräfte an die Oberfläche transportiert wird. In grobporigen Stoffen behält die Kapillarflüssigkeit den zur Temperatur zugehörigen Sättigungsdampfdruck bei. Bei sehr feinkörnigen Gütern (Porendurchmesser < 10 nm) bewirken Kapillarkräfte eine Absenkung des Sättigungsdampfdruckes [21].

Wenn ein hygroskopisches Gut mit Wasserdampf in Berührung kommt, so nimmt es bis zu einem Gleichgewichtszustand Wasserdampf auf. Diese Art der Bindung bezeichnet man als Adsorption. Die hier vorherrschenden Kräfte zwischen den Molekülen des Wassers und denen des Gutes bewirken eine Dampfdruckabsenkung.

Quellflüssigkeit führt zum Aufquellen des Gutes. Sie benetzt nicht die äußeren und inneren Oberflächen, wie die Haft- beziehungsweise Kapillarflüssigkeit, sondern ist Bestandteil der Gutphase, wie beispielsweise das oben erwähnte Zwischenschichtwasser beim Montmorillonit [22].

Die Arten der Bindung, die eine Dampfdruckabsenkung bewirken, fasst man unter dem Begriff der Sorption zusammen. Güter, die diese Eigenschaft aufweisen, nennt man hygroskopisch. Je nach Zustand der ungesättigten, feuchten Luft kann nur bis zu einem Gleichgewichtswert  $y_{m,gl} > 0$  getrocknet werden, der sowohl vom Gesamtdruck, von der Temperatur als auch von der relativen Luftfeuchte abhängt. Die Gleichgewichtszustände bilden die Sorptionsisothermen, die für fast jedes Trockengut einen anderen Verlauf aufweisen [21].



**Bild 7: Sorptionsisothermen für drei verschiedene Tone [23]**

Beispielhaft ist in Bild 7 der Verlauf von Sorptionsisothermen für drei verschiedene Tone aufgezeigt. Der dort mit „E“ bezeichnete Ton ist offensichtlich stark quellfähig und zur Ziegelherstellung nur wenig geeignet. Aber auch die Tone „D“ und „C“ bilden, wie oben beschrieben, nur den tonigen Bestandteil der Rohstoffmasse. So sind die Gleichgewichtswassergehalte des Rohstoffs wesentlich niedriger, als es die Sorptionsisothermen der reinen Tone angeben. Da in der Ziegelindustrie nur auf einen Restwassergehalt von 0,5 bis 3,0 Massenprozent getrocknet wird, spielen die hygroskopischen Eigenschaften der Rohstoffe keine Rolle und werden somit bei der mathematischen Erfassung von Trocknungsvorgängen in der Ziegelindustrie nicht berücksichtigt.

Der Anmachwassergehalt, den die Massen zur Formgebung benötigen, hängt von Art und Teilchengröße der Rohstoffe und vom Formgebungsverfahren ab. Dabei liegen übliche Werte für plastische Massen, die durch Strangpressen geformt werden, bei Wassergehalten von 17 bis 30 Massenprozent bezogen auf die Trockenmasse [24]. Die Wasserzugabe wird so gering wie möglich gehalten, da die Trocknung eines Formlings um so energieintensiver ist, je höher sein Feuchtegehalt ist [25]. Der Anmachwasserbedarf kann durch Zugabe nicht bildsamer Stoffe, die kaum Wasser binden, wie zum Beispiel Sand, oder durch chemische Zusätze vermindert werden.

Der Ausdruck Ton wird – abweichend von der hier vorgetragenen Definition – häufig auch als Beschreibung der den Ziegelrohling bildenden Rohstoffmasse verwendet. Diese besteht im eigentlichen Sinne nur zu geringen Prozentsätzen aus den oben beschriebenen Tonen.

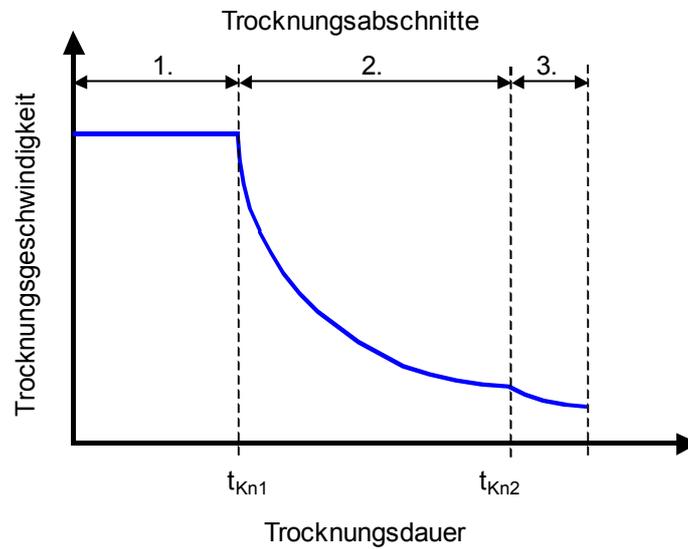
## **2.3 Trocknungsabschnitte**

### **2.3.1 Übersicht**

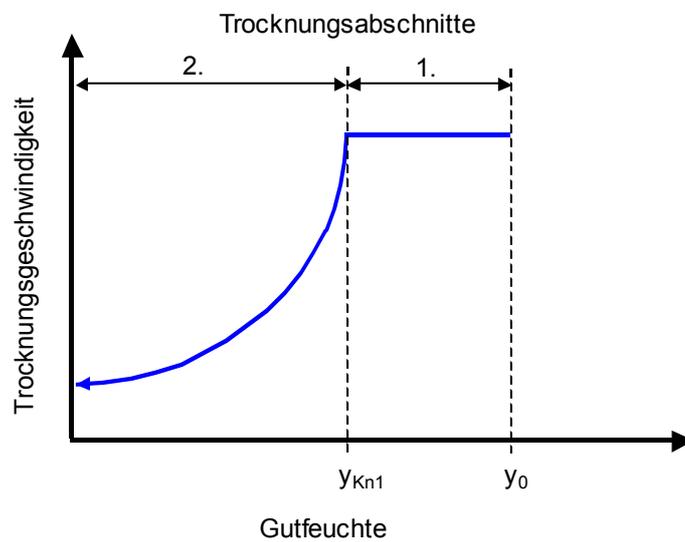
Ziegelrohlinge werden dadurch getrocknet, dass man sie von angewärmter Luft an- oder durchströmen lässt. Die Warmluft kühlt sich während des Trocknungsvorgangs ab. Dabei nimmt sie das verdampfte Wasser auf. Diese Art der Trocknung nennt man Konvektionstrocknung. Der Trocknungsverlauf kapillarporöser Körper lässt sich grundsätzlich in drei Abschnitte einteilen. Diese sind in Bild 8 mit den dazugehörigen Trocknungsgeschwindigkeiten dargestellt. Innerhalb des ersten Trocknungsabschnitts wird das Wasser des Trockengutes durch Verdunstung an der Oberfläche abgegeben. Der Nachtransport aus dem Gutinneren findet durch kapillare Flüssigkeitsbewegung statt. Bei gleichbleibenden äußeren Bedingungen, das heißt Temperatur, relative Feuchte und Strömungsgeschwindigkeit der Luft, stellt sich nach Anlaufvorgängen eine konstante Trocknungsgeschwindigkeit ein [26].

Wenn die Kapillarkräfte nicht mehr ausreichen, um genügend Wasser nachzutransportieren, so wandert der Trocknungsspiegel ins Gutinnere. Damit beginnt der zweite Trocknungsabschnitt, innerhalb dessen die Trocknungsgeschwindigkeit beständig abnimmt. Der Übergang zwischen dem ersten und dem zweiten Trocknungsabschnitt wird als Knickpunkt bezeichnet. Der durch Verdunstung entstandene Wasserdampf diffundiert vom Trocknungsspiegel durch die Gutschicht zur Oberfläche und geht dort in den Luftstrom über. Bei hygroskopischen Gütern

kommt es zu einem dritten Trocknungsabschnitt. Das Gut erreicht eine den Umgebungsbedingungen entsprechende Gleichgewichtsfeuchte. Dieser Trocknungsabschnitt spielt jedoch, wie in Kapitel 2.2 dargelegt, bei der industriellen Trocknung von Ziegelrohlingen keine Rolle.



**Bild 8: Darstellung der Trocknungsabschnitte**



**Bild 9: Trocknungsgeschwindigkeit in Abhängigkeit von der Gutfeuchte**

Häufig wird die Trocknungsgeschwindigkeit in Abhängigkeit von der Gutfeuchte graphisch dargestellt, wie in Bild 9 – hier ohne den dritten Trocknungsabschnitt – gezeigt wird. Der Rohling trocknet mit konstanter Geschwindigkeit bis zu einer bestimmten Feuchte. Von da an wandert der Trocknungsspiegel ins Innere des Gutes und die Trocknungsgeschwindigkeit nimmt bis auf einen Endwert ab.

Der mittlere Feuchtegehalt  $y_m$  des Trockengutes wird angegeben als Quotient aus der Masse  $m_W$  des im Rohling enthaltenen Wassers und der Masse  $m_{tr}$  der Trockensubstanz:

$$y_m = \frac{m_W}{m_{tr}} \quad (1)$$

Der Wassergehalt der Luft wird angegeben als Quotient aus der Masse  $m_D$  des Wasserdampfes und der Masse  $m_L$  der trockenen Luft:

$$x = \frac{m_D}{m_L} \quad (2)$$

In der Trocknungstechnik wird häufig der Begriff der relativen Feuchte  $\varphi$  verwendet. Sie gibt das Verhältnis des tatsächlichen Wasserdampfpartialdrucks  $p_D$  zu seinem Sättigungsdampfdruck  $p_{DS}(\vartheta)$  bei gleicher Temperatur  $\vartheta$  an:

$$\varphi = \frac{p_D}{p_{DS}(\vartheta)} \quad (3)$$

Die relative Feuchte kann zwischen 0 und 1 liegen. Für gesättigte Luft ist  $\varphi = 1$ , weiter zugefügtes Wasser liegt als Nebel vor. Unter üblichen Druckbedingungen kann feuchte Luft als Gemisch idealer Gase angesehen werden. Unter Anwendung der Zustandsgleichung für ideale Gase und des Dalton'schen Partialdruckgesetzes lässt sich aus der relativen Feuchte, dem Sättigungspartialdruck  $p_{DS}(\vartheta)$ , den speziellen Gaskonstanten  $R_L$  und  $R_D$  und dem Gesamtdruck  $p$  der Wassergehalt der feuchten Luft berechnen [28]:

$$x = \frac{R_L}{R_D} \cdot \frac{p_D}{p_L} = 0,622 \cdot \frac{\varphi \cdot p_{DS}(\vartheta)}{p - \varphi \cdot p_{DS}(\vartheta)} \quad (4)$$

Für die energetische Beurteilung der Trocknung ist die spezifische Enthalpie  $h_{1+x}$  der feuchten Luft bezogen auf die Masse der trockenen Luft von Bedeutung. Diese

setzt sich aus den Enthalpien der trockenen Luft, der Verdampfungsenthalpie des Wassers und der Enthalpie des in der Luft enthaltenen Wasserdampfes zusammen [21]:

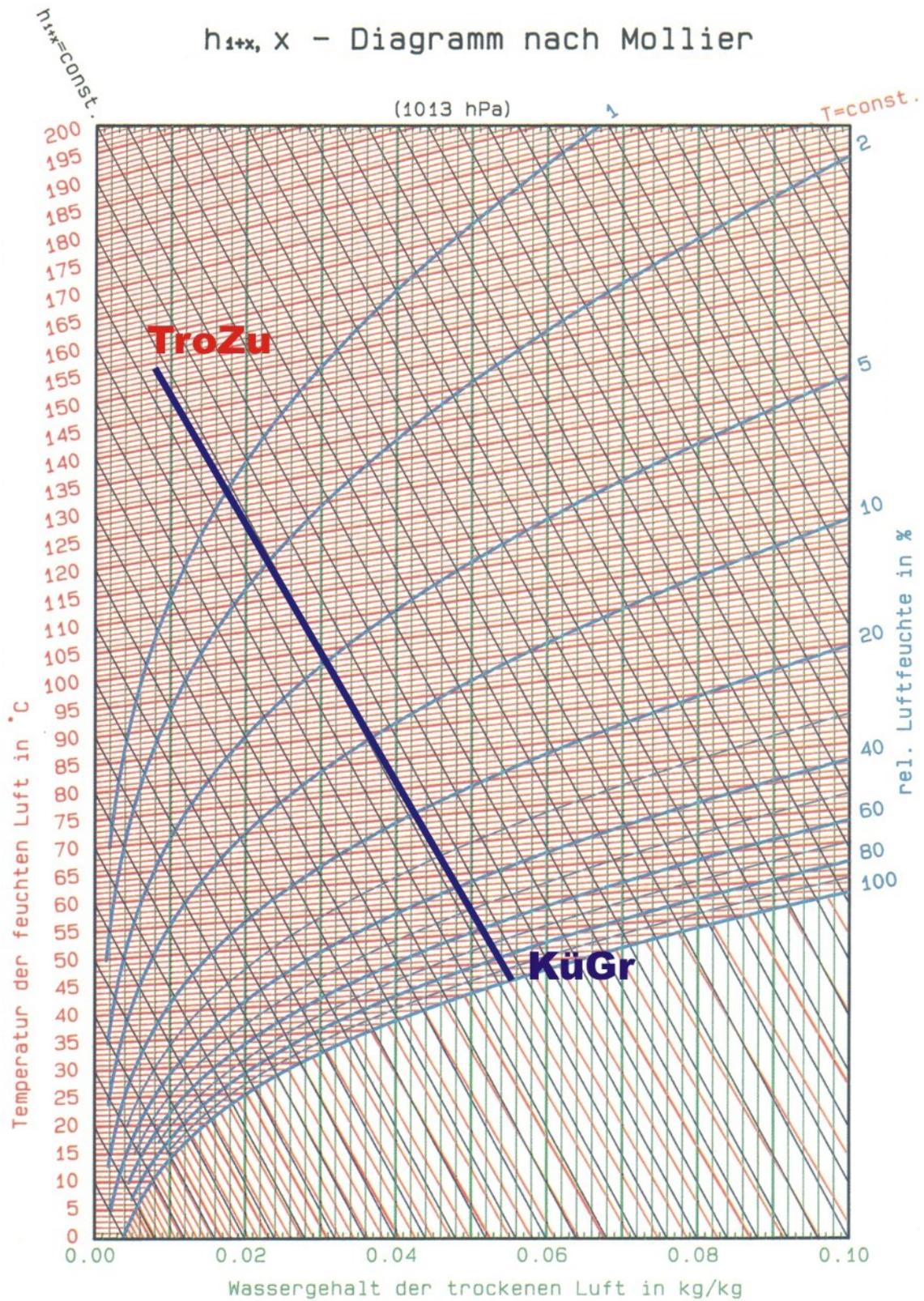
$$h_{1+x} = c_{pL} \cdot \vartheta + x \cdot (r_0 + c_{pD} \cdot \vartheta). \quad (5)$$

Hierin ist  $\vartheta$  die Lufttemperatur. Bei den Größen von  $c_{pL}$  und  $c_{pD}$  handelt es sich um die mittleren spezifischen Wärmekapazitäten von Luft und Wasserdampf bei konstantem Druck.  $r_0$  ist die spezifische Verdampfungsenthalpie von Wasser bei 0 °C.

Die Zustandsänderungen der feuchten Luft während des Trocknungsprozesses lassen sich anschaulich im  $h_{1+x}$ - $x$ -Diagramm nach Mollier darstellen (Bild 10). Es enthält in einem schiefwinkligen Koordinatensystem den Zusammenhang zwischen der Enthalpie  $h_{1+x}$  und dem Wassergehalt der feuchten Luft, wobei die Temperatur und relative Feuchte der Luft als Parameter dienen. Das Diagramm gilt für jeweils einen bestimmten Gesamtdruck. Die Linie  $\varphi = 1$  trennt den oberhalb gelegenen Bereich der ungesättigten Luft von dem unterhalb liegenden Nebelgebiet. Im Nebelgebiet ist so viel Wasser in der Luft, dass dieses nicht mehr allein dampfförmig vorliegt, sondern gleichzeitig in flüssiger Form als Nebel oder gefroren als Eisnebel. Interessant für die Trocknung ist der Bereich der ungesättigten Luft.

Werden ein nasser Gutstrom und ungesättigte, feuchte Luft im Gleichstrom durch ein Rohr gefördert, dann nimmt die Luft verdunstetes Wasser auf. Für den Verdunstungsvorgang wird Verdampfungsenthalpie benötigt. Diese wird der Luft entnommen, so dass sie sich abkühlt. Wenn die Luft gesättigt ist, hat sich Temperaturgleichgewicht zwischen Luft und Gut eingestellt. Die gemeinsame Temperatur  $\vartheta_{KG}$  ist die Kühlgrenztemperatur [21]. Dabei handelt es sich um die Temperatur, die die trocknenden Rohlinge im ersten Trocknungsabschnitt annehmen. Im Mollier-Diagramm kann man sich diesen Vorgang als Mischungsvorgang aus feuchter Luft  $\vartheta_L$  mit Wasser der Temperatur  $\vartheta_{KG}$  vorstellen. Hier erhält man die Kühlgrenztemperatur dadurch, dass man durch den Ausgangszustand der feuchten Luft (TroZu) eine Verlängerung der Nebelisothermen zeichnet. Der Schnittpunkt dieser Geraden mit der Sättigungslinie  $\varphi = 1$  ist der Kühlgrenzzustand (KüGr, siehe Bild 10).

Die Trocknung soll im Folgenden unter konstanten äußeren Bedingungen, das heißt gleiche Temperatur, Feuchtigkeit und Geschwindigkeit der über das Gut strömenden Trocknerluft, betrachtet werden. Die Luftmenge ist gegenüber der zu trocknenden Gutmenge sehr groß. Das bedeutet, dass sich der Zustand der Luft durch den Trocknungsvorgang nicht verändert.



**Bild 10: Kühlgrenztemperatur, im  $h_{1+x}, x$ -Diagramm dargestellt**

### 2.3.2 Berechnung des ersten Trocknungsabschnittes

Für die im ersten Trocknungsabschnitt ablaufenden thermischen Vorgänge liegt umfangreiche Literatur vor. Beispielhaft sei hier auf die Literaturstellen [29-33] verwiesen. Die Trocknung beginnt im Allgemeinen bei hohen Feuchtegehalten, so dass zunächst alle Kapillaren mit Wasser gefüllt sind. Hierbei ist die Rohlingsoberfläche vollständig mit Wasser benetzt. In der den Rohling umgebenden Grenzschicht ist die Luft mit Wasserdampf gesättigt. Der Wasserdampfpartialdruck in der Umgebung ist kleiner als der in der Grenzschicht herrschende Sättigungsdampfdruck, so dass aus dieser ständig Wasserdampf in die Umgebung diffundiert. Der dabei die Grenzschicht verlassende Wasserdampf wird durch Verdunstungsvorgänge an der Rohlingsoberfläche ersetzt, wobei sich die Wasserhaut laufend erneuert.

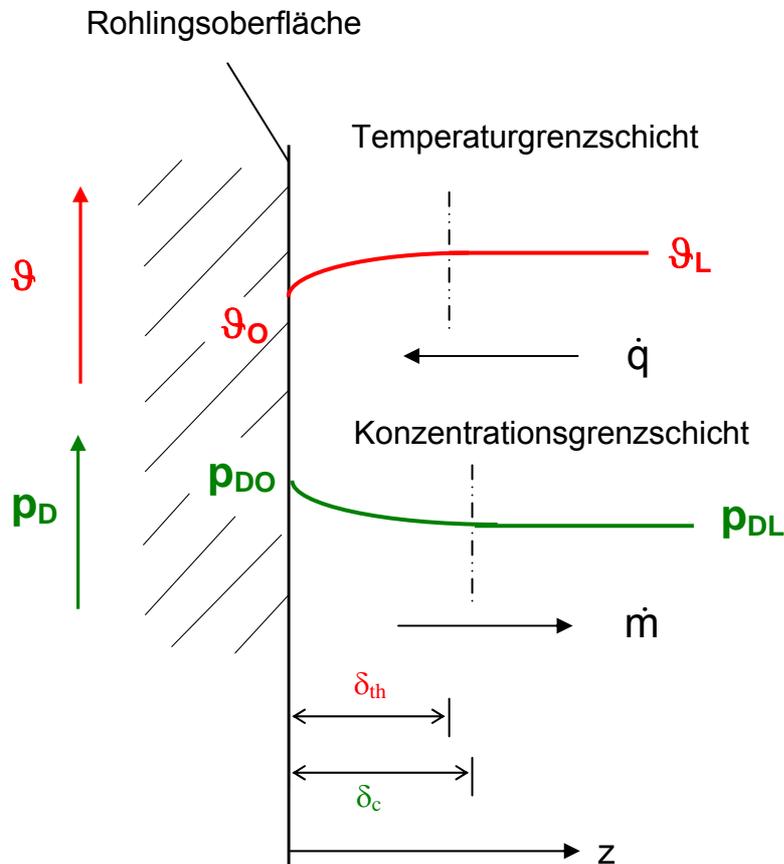
Die Trocknungsgeschwindigkeit ist nur abhängig von den äußeren Bedingungen, das heißt von der Temperatur und Feuchte der Trocknerluft, sowie von der Art der Anblasung. Sind diese Parameter konstant, so verdunstet je Zeiteinheit eine gleichbleibende Wassermenge. Die Trocknungsgeschwindigkeit ist also während des ersten Trocknungsabschnitts nach Ablauf einer instationären Anfangsphase unter gleichbleibenden Umgebungsbedingungen konstant. Das Trockengut nimmt mit guter Näherung die Kühlgrenztemperatur an. Nach Krischer [21] sind die Oberflächentemperatur und die Kühlgrenztemperatur  $\vartheta_{KG}$  nicht immer identisch. Sie liegen jedoch so nahe beisammen, dass man den Unterschied zwischen beiden Temperaturen vernachlässigen kann, wie später erläutert wird.

Da der Trocknungsvorgang im ersten Trocknungsabschnitt nur an der Oberfläche stattfindet, ist er auch nur durch Wärme- und Stofftransport gesteuert. Die Trocknungsgeschwindigkeit lässt sich aus den Wärme- und Stoffübergangsbedingungen an der Oberfläche berechnen. Da die Rohlingsoberfläche vollständig mit Wasser benetzt ist, kann man sich die Vorgänge während des ersten Trocknungsabschnitts so vorstellen wie bei der Verdunstung von Wasser über einer Wasserfläche. Die in der Grenzschicht herrschenden Partialdruckunterschiede führen zu Diffusionsströmen von Wasserdampf in die Umgebung beziehungsweise von Luft zur Grenzschicht hin. Nach dem Fick'schen Ansatz gilt für die Diffusion:

$$\dot{m} = -\frac{D}{R \cdot T} \cdot \frac{dp}{dz} \quad (6)$$

$dp/dz$  beschreibt den Partialdruckverlauf des betrachteten diffundierenden Gases in der Grenzschicht. Der Proportionalitätsfaktor  $D$  wird als Diffusionskoeffizient be-

zeichnet.  $R$  ist die allgemeine Gaskonstante und  $T$  die absolute Temperatur. In Bild 11 sind der Temperatur- und der Druckverlauf in der Grenzschicht dargestellt.



**Bild 11: Verlauf von Temperatur und Dampfpartialdruck in der Grenzschicht**

Führt man einen Stoffübergangskoeffizienten  $\beta$  ein, dann ergibt sich für die Massenstromdichte:

$$\dot{m} = \frac{\beta}{R \cdot T} \cdot (p_O - p_L) \quad (7)$$

Für  $\beta$  gilt:

$$\beta = \frac{D}{\delta_c} \quad (8)$$

Darin bedeutet  $\delta_c$  die Dicke der Konzentrationsgrenzschicht.  $p_O$  und  $p_L$  sind die herrschenden Partialdrücke des diffundierenden Gases an der Oberfläche bezie-

ungsweise in der Umgebung. Da die Dicke der Konzentrationsgrenzschicht im Allgemeinen nicht bekannt ist, wird der Stoffübergangskoeffizient aufgrund der herrschenden Analogie aus dem Wärmeübergangskoeffizienten mit Hilfe der Nusseltfunktion errechnet

Die Gleichungen (6) und (7) gelten bei äquimolarer Diffusion, das heißt wenn ein Stoffstrom aus der Begrenzungsfläche heraustritt und gleichzeitig ein anderer in diese hineintritt. Darüber hinaus sind in dem Fall der äquimolaren Diffusion beide Ströme gleich groß. Bei der Verdunstung von Wasser handelt es sich jedoch um einseitige Diffusion. Der aufgrund des Luftpartialdruckgefälles entstehende Diffusionsstrom der Luft kann von der Körperoberfläche nicht aufgenommen werden und wird durch einen konvektiven Strom  $\dot{m}_{\text{Konv}}$  ausgeglichen. Dieser sogenannte Stefanstrom weist die Geschwindigkeit  $w_{\text{St}}$  auf.

Sein Betrag gleicht also dem des Diffusionsstromes der Luft und berechnet sich nach:

$$\dot{m}_{\text{Konv}} = w_{\text{St}} \cdot \frac{p_L}{R_L \cdot T} = -\dot{m}_L = \frac{D}{R_L \cdot T} \cdot \frac{dp_L}{dz} \quad (9)$$

Dadurch wird die Diffusion des Wasserdampfes verstärkt. Für den Betrag des Wasserdampfmassenstroms  $\dot{m}_{\text{Dh}}$  bei halbseitiger Diffusion erhält man:

$$\dot{m}_{\text{Dh}} = \frac{D}{R_D \cdot T} \cdot \frac{dp_D}{dz} + w_{\text{St}} \cdot \frac{p_L}{R_L \cdot T} \quad (10)$$

Mit einander entgegengesetzt gleichen Verläufen der Partialdruckgradienten von Wasserdampf und Luft  $dp_D/dz = -dp_L/dz$  ergibt sich daraus folgende Beziehung:

$$\dot{m}_{\text{Dh}} = \frac{D}{R_D \cdot T} \cdot \frac{p}{p - p_D} \cdot \frac{dp_D}{dz} \quad (11)$$

Gilt an der Körperoberfläche  $z=0$  für den Dampfpartialdruck  $p_D=p_{D0}$ , dann errechnet sich der Wasserdampfmassenstrom nach Integration aus:

$$\dot{m}_{\text{Dh}} = \frac{D}{z} \cdot \frac{p}{R_D \cdot T} \cdot \ln \frac{p - p_D}{p - p_{D0}} \quad (12)$$

Definiert man in Anlehnung an Gleichung (7) einen Stoffübergangskoeffizienten  $\beta_h$  für halbseitige Diffusion, so erhält man mit dem Dampfdruck  $p_{DL}$  in der Umgebung für den Stoffübergang:

$$\dot{m}_{Dh} = \frac{\beta_h}{R_D \cdot T} \cdot (p_{D0} - p_{DL}). \quad (13)$$

Daraus ergibt sich für  $\beta_h$ :

$$\beta_h = \frac{D}{\delta_c} \cdot \frac{p}{p_{D0} - p_{DL}} \cdot \ln\left(\frac{p - p_{DL}}{p - p_{D0}}\right). \quad (14)$$

oder mit Gleichung (8):

$$\beta_h = \beta \cdot \frac{p}{p_{D0} - p_{DL}} \cdot \ln\left(\frac{p - p_{DL}}{p - p_{D0}}\right). \quad (15)$$

Bei der Trocknung sind Wärme- und Stoffaustausch miteinander verknüpft. Für den in der Grenzschicht durch Leitung transportierten Wärmestrom gilt nach dem Fourier'schen Gesetz:

$$\dot{q} = -\lambda \cdot \frac{d\vartheta}{dz}. \quad (16)$$

$\lambda$  ist die Wärmeleitfähigkeit der feuchten Luft. Diese Gleichung entzieht sich aufgrund des unbekanntem Temperaturverlaufs innerhalb der Grenzschicht im Allgemeinen einer Integration. Daher wird der Wärmeübergang mit der Einführung eines Wärmeübergangskoeffizienten  $\alpha$  empirisch ermittelt. Es gilt:

$$\dot{q} = \alpha \cdot (\vartheta_L - \vartheta_0). \quad (17)$$

$\vartheta_L$  ist die Temperatur in der Umgebung und  $\vartheta_0$  die der Oberfläche des Körpers.

Da wir für den ersten Trocknungsabschnitt voraussetzen, dass die äußeren Bedingungen konstant bleiben, verändert sich die Rohlingstemperatur nicht. Ferner ist für diesen Abschnitt der Trocknung davon auszugehen, dass Bindungsenergien zwischen der Rohlingsmasse und dem in ihr enthaltenen Wasser bedeutungslos sind. Daher wird der an der Rohlingsoberfläche übertragene Wärmestrom vollständig zur Verdampfung des Wassers aufgebraucht.

Mit der Verdampfungsenthalpie  $r$  des Wassers bei der Rohlingstemperatur lässt sich somit die Massenstromdichte des verdunstenden Wassers im ersten Trocknungsabschnitt nach folgender Beziehung berechnen:

$$\dot{m}_D = \frac{\dot{q}}{r} . \quad (18)$$

Triebkraft für die Austauschvorgänge beim Stoff- und Wärmetransport sind die Druckdifferenz ( $p_{DO}-p_{DL}$ ) beziehungsweise die Temperaturdifferenz ( $\vartheta_L-\vartheta_O$ ). Bei äquimolarer Diffusion herrscht vollständige Analogie zwischen Wärme- und Stoffaustausch (vergleiche Gleichung (6) und (16)). Im Falle einseitiger Diffusion besteht jedoch ein Analogiedefekt aufgrund des Stefanstroms. Der konvektive Strom ist bei kleinen Wasserdampfpartialdrücken aber vernachlässigbar, so dass annähernd Analogie besteht. Daher können Wärme- und Stoffübergang ineinander umgerechnet werden [26].

Der Wärmeübergangs- und der Stoffübergangskoeffizient lassen sich mit der Nusseltzahl  $Nu$  beziehungsweise mit der Sherwoodzahl  $Sh$  beschreiben:

$$Nu = \frac{\alpha \cdot l}{\lambda} , \quad Nu = K_1 \cdot Re^{K_2} \cdot Pr^{K_3} , \quad (19,20)$$

$$Sh = \frac{\beta \cdot l}{D} , \quad Sh = K_1 \cdot Re^{K_2} \cdot Sc^{K_3} . \quad (21,22)$$

Hierin bezeichnen  $l$  eine charakteristische Länge und  $\lambda$  die Wärmeleitfähigkeit der strömenden Luft.  $K_1$  hängt von der Geometrie ab (zum Beispiel überströmter oder durchströmter Körper), die Exponenten  $K_2$  und  $K_3$  von der Strömungsform. Für eine laminare Strömung ist die Konstante  $K_2$  etwa 0,5 und die Konstante  $K_3$  ca. 1/3. Bei turbulenter Strömung beträgt die Konstante  $K_2$  ca. 0,8 und die Konstante  $K_3$  etwa 0,42.

Die Reynoldszahl  $Re$  ist mit der Strömungsgeschwindigkeit  $w$  und der kinematischen Viskosität  $\nu$  der Luft definiert zu:

$$Re = \frac{w \cdot l}{\nu} . \quad (23)$$

Bei Einführung des Temperaturleitkoeffizienten  $a = \frac{\lambda}{c \cdot \rho}$  gilt für die Prandtlzahl Pr und die Schmidtzahl Sc:

$$\text{Pr} = \frac{\nu}{a} \quad (24)$$

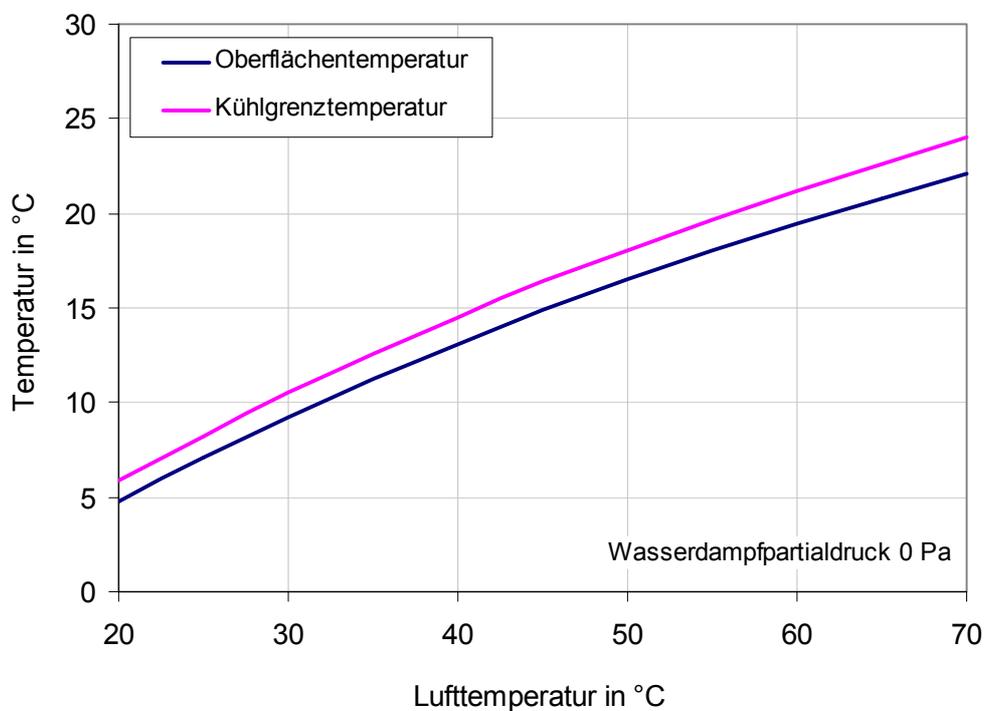
$$\text{Sc} = \frac{\nu}{D} \quad (25)$$

Aus den Gleichungen (20) und (22) erhält man für das Verhältnis zwischen dem Wärme- und Stoffübergangskoeffizienten:

$$\frac{\alpha}{\beta} = \rho \cdot c_p \cdot \left(\frac{a}{D}\right)^{1-K_3} \quad (26)$$

Mit Gleichung (14) gilt:

$$\frac{\alpha}{\beta_h} = \rho \cdot c_p \cdot \left(\frac{a}{D}\right)^{1-K_3} \cdot \frac{p}{p_{DO} - p_{DL}} \cdot \ln\left(\frac{p - p_{DL}}{p - p_{DO}}\right) \quad (27)$$



**Bild 12: Oberflächen- und Kühlgrenztemperatur für  $K_3=1/3$  und  $p_{DL}=0$  in Abhängigkeit von der Lufttemperatur**

Wie zuvor erwähnt liegen die Kühlgrenztemperatur und die Oberflächentemperatur des Gutes im ersten Trocknungsabschnitt nahe beisammen. Krischer [21] beschreibt, dass die Oberflächentemperatur außer von der Lufttemperatur und der relativen Feuchte der Trocknerluft zusätzlich von der Prandtlzahl, der Schmidtzahl und der Art der Strömung ( $K_3$ ) abhängt. Bild 12 stellt die Oberflächen- und die Kühlgrenztemperatur in Abhängigkeit von der Lufttemperatur dar. Hier wurde mit einer Konstanten  $K_3$  von  $1/3$  und einem Wasserdampfpartialdruck von  $0 \text{ Pa}$  gerechnet. Bei einer Lufttemperatur von  $30^\circ\text{C}$  beträgt der Unterschied zwischen beiden betrachteten Temperaturen etwa  $1,3 \text{ K}$ , bei  $70^\circ\text{C}$  ca.  $1,9 \text{ K}$ . Diese Differenz ist relativ klein. Daher ist es im Allgemeinen zulässig, die Oberflächentemperatur vereinfachend mit der Kühlgrenztemperatur gleich zu setzen. Bei höheren als der hier mit Null angenommenen Luftfeuchte verringert sich die Differenz auf noch deutlich kleinere Werte, so dass eine genauere Rechnung für technische Anwendungen nicht sinnvoll ist.

### **2.3.3 Berechnung des zweiten Trocknungsabschnittes**

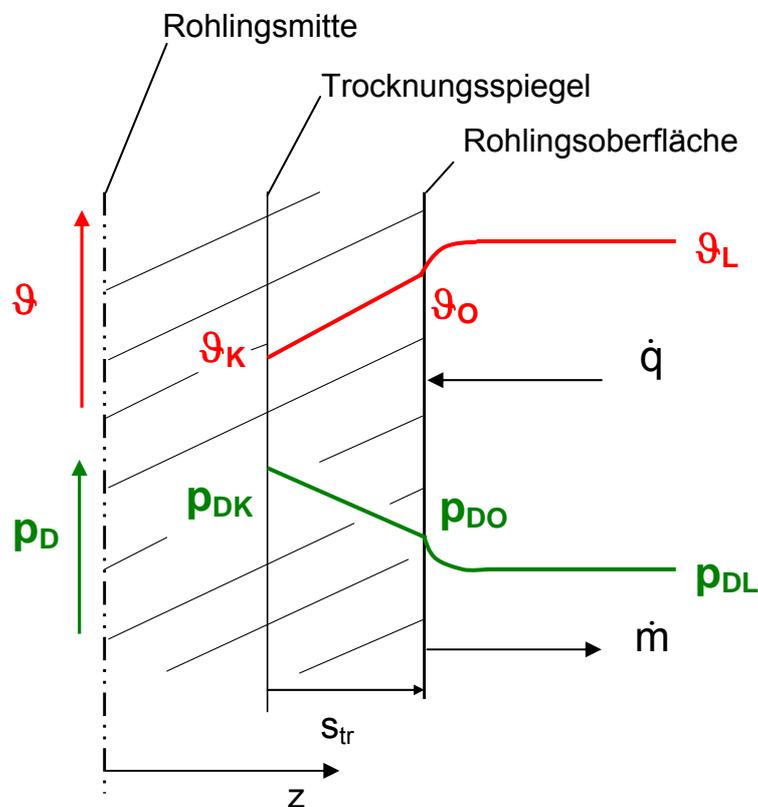
Im Gegensatz zum ersten Trocknungsabschnitt, zu dem umfangreiche Untersuchungen vorliegen, sind die Vorgänge, die sich während des zweiten Trocknungsabschnittes innerhalb von Ziegelrohlingen abspielen, nur wenig erforscht.

Die Vorgänge der Wasserleitung innerhalb des Gutes werden durch den Feuchteleitkoeffizienten dominiert. In Abhängigkeit von den Feuchteleiteigenschaften des Gutes wird der Knickpunkt und damit der zweite Trocknungsabschnitt erreicht. Der Trocknungsspiegel wandert ins Gut hinein, so dass die Verdunstung im Inneren stattfindet und der Wasserdampf durch die luftgefüllten Poren diffundiert. Dadurch schaltet sich zusätzlich zum im ersten Trocknungsabschnitt bereits vorhandenen Stoffübergangswiderstand ein weiterer, der Diffusionswiderstand, in Reihe. Prägend für die Trocknungsgeschwindigkeit sind nun auch die Diffusionsbedingungen in der trockenen Hülle. Im Laufe der Trocknung verlagert sich der Trocknungsspiegel immer weiter ins Gutinnere. Darüber hinaus ist zu berücksichtigen, dass das im Kern enthaltene Wasser durch die Feuchteleiteigenschaften des zu trocknenden Materials dem in Richtung Rohlingskern wandernden Trocknungsspiegel entgegen eilt. Diese Zusammenhänge werden in Kapitel 2.5 näher beschrieben. Die Trocknungsgeschwindigkeit sinkt im Verlauf des zweiten Trocknungsabschnittes laufend ab.

Wärme wird von der Trocknerluft durch Konvektion an das Gut übertragen und innerhalb der trockenen Hülle durch Leitung weitertransportiert. Eine wasserdampf-

haltige Atmosphäre, die in unmittelbarer Kernumgebung gesättigt ist umgibt den nassen Kern. Der in ihr herrschende Sättigungsdampfdruck ist daher an die Temperatur des Trocknungsspiegels gekoppelt.

Bindungsenergien spielen auch im zweiten Trocknungsabschnitt nur eine sehr untergeordnete Rolle, da das sorbierte Wasser erst innerhalb des dritten Trocknungsabschnitts ausgetrieben wird. Dieser ist jedoch, wie einleitend in Kapitel 2.2 beschrieben, für die Trocknung in der Ziegelindustrie unerheblich. Als eine legitime Vereinfachung wird daher angesetzt, dass die hier betrachtete Trocknung ausschließlich aus dem ersten und zweiten Trocknungsabschnitt besteht und der Ziegelrohling sich so verhält, als wäre er ein nicht hygroskopisches Gut.



**Bild 13: Temperatur- und Dampfdruckverlauf während des zweiten Trocknungsabschnitts**

Die sich einstellenden Temperatur- und Druckverhältnisse sind in Bild 13 dargestellt. Die Dampfbewegung durch die Kapillaren gleicht prinzipiell der Dampfdiffusion durch die Grenzschicht, die in Kapitel 2.3.1 beschrieben wurde. Jedoch diffundiert der Dampf in diesem Fall durch den porösen Körper, so dass hier der Porendiffusionskoeffizient zu wählen ist, der in Kapitel 2.6 beschrieben wird.

Als Diffusionsgeschwindigkeit des Wasserdampfes durch die Kapillaren des Trockengutes ergibt sich analog zu Gleichung (12):

$$\dot{m}_{Dh} = \frac{D}{\mu \cdot s_{tr}} \cdot \frac{p}{R_D \cdot T} \cdot \ln \frac{p - p_{D0}}{p - p_{DK}} \quad (28)$$

$s_{tr}$  beschreibt die Dicke der trockenen Gutschicht. Die Diffusionswiderstandszahl  $\mu$  berücksichtigt, dass die Diffusion durch den porösen Körper nicht wie durch einen freien Gasraum stattfindet. Hierzu wird auf Kapitel 2.6 verwiesen. Treibendes Partialdruckgefälle ( $p_{DK} - p_{D0}$ ) ist die Differenz zwischen dem Partialdruck am Trocknungsspiegel  $p_{DK}$  und dem an der Gutoberfläche  $p_{D0}$ . Der Wasserdampfpartialdruck am Trocknungsspiegel ist gleich dem zur Kerntemperatur  $\vartheta_K$  gehörenden Sättigungsdampfdruck  $p_{DS}(\vartheta_K)$ .

Beim zweiten Trocknungsabschnitt handelt es sich, ebenso wie bei der gesamten Trocknung, um einen instationären Wärme- und Stofftransportvorgang. Die im Körper zwischen dem Trocknungsspiegel und der Oberfläche gespeicherte Dampf- und Wärmemenge ist jedoch so klein, dass in erster Näherung von stationären Verhältnissen ausgegangen werden kann. Deshalb geht eben so viel Wasserdampf in die Umgebung über, wie am Trocknungsspiegel entsteht und durch die Kapillaren transportiert wird. Daher gilt:

$$\dot{m}_{Dh} = \frac{\beta_h}{R_D \cdot T} \cdot (p_{D0} - p_{DL}) \quad (13)$$

Durch Eliminierung des Dampfdruckes an der Oberfläche  $p_{D0}$  erhält man für die Trocknungsgeschwindigkeit:

$$\dot{m}_{Dh} = \frac{1}{R_D \cdot T} \cdot \frac{1}{\frac{1}{\beta} + \frac{\mu \cdot s_{tr}}{D}} \cdot \frac{1}{\frac{\{p - p_D\}_m}{p}} \cdot (p_{DK} - p_{DL}) \quad (29)$$

Hierin berücksichtigen die Summanden  $1/\beta_h$  den Stoffübergangswiderstand und  $\mu \cdot s_{tr}/D$  den Diffusionswiderstand.  $\{p - p_D\}_m$  ist der mittlere logarithmische Partialdruck des Wasserdampfes:

$$\{p - p_D\}_m = \frac{p_{D0} - p_{DL}}{\ln \frac{p - p_{DL}}{p - p_{D0}}} \quad (30)$$

Wie oben gezeigt, gilt für kleine Partialdrücke, dass die Differenz zwischen halbseitiger und äquimolarer Diffusion verschwindet, denn dann ist die logarithmische und die einfache Partialdruckdifferenz gleich. Damit gilt  $\beta_h = \beta$ , ferner vereinfacht sich Gleichung (29) zu:

$$\dot{m}_D = \frac{p}{R_D \cdot T} \cdot \frac{1}{\frac{1}{\beta} + \frac{\mu \cdot s_{tr}}{D}} \cdot (p_{DK} - p_{DL}). \quad (31)$$

Die Trocknungsvorgänge wurden sowohl mit dem Stoffübergangskoeffizienten für halbseitige Diffusion  $\beta_h$  als auch mit dem für zweiseitige Diffusion  $\beta$  berechnet. Es ergeben sich nur geringe Unterschiede, die es aber als sinnvoll erscheinen lassen, für das in Kapitel 3.3.3 entwickelte Rechenprogramm mit der logarithmischen Partialdruckdifferenz zu rechnen.

Beim Trocknungsvorgang wird ein Wärmestrom von dem Trocknungsmittel an die Gutoberfläche konvektiv übertragen. Dann wird er durch die trockene Hülle bis zum Trocknungsspiegel geleitet. Dieser Vorgang ist grundsätzlich nicht stationär. Denn der sich während des zweiten Trocknungsabschnitts immer weiter ins Rohlingsinnere zurückziehende feuchte Kern heizt sich im Laufe des Trocknungsvorgangs auf. Die zur Erwärmung des Gutes erforderliche Energie ist zwar im Vergleich zu derjenigen, die zur Wasserverdampfung aufgebracht wird, gering. Sie wird dennoch als Energiesenke beim Fortschritt der Trocknung im zweiten Trocknungsabschnitt berücksichtigt.

Unter den stationären Betrachtungen gilt für den Wärmedurchgang von der den Rohling umgebenden Luft zum Trocknungsspiegel:

$$\dot{q} = \frac{1}{\frac{1}{\alpha} + \frac{s_{tr}}{\lambda}} \cdot (\vartheta_L - \vartheta_K). \quad (32)$$

Wie oben beschrieben muss der zugeführte Wärmestrom auch die Erwärmung des Rohlings innerhalb des zweiten Trocknungsabschnitts abdecken. Dafür gilt:

$$\dot{q}_e = \rho_{tr} \cdot c_{tr} \cdot s \cdot \frac{d\vartheta}{dt} + \rho_W \cdot c_W \cdot s \cdot y(t) \cdot \frac{d\vartheta_K}{dt}. \quad (33)$$

Hierin bedeuten  $\rho_{tr}$  und  $\rho_W$  die Dichte des trockenen Stoffes beziehungsweise diejenige von Wasser,  $c_{tr}$  sowie  $c_W$  die spezifische Wärmekapazität des trockenen Stoffes beziehungsweise von Wasser und  $t$  die Zeit.

Die Hauptaufgabe des nach Gleichung (29) zum Trocknungsspiegel fließenden Wärmestroms ist jedoch die Wasserverdampfung. Es gilt:

$$\dot{q} = \dot{q}_e + \dot{m}_D \cdot r . \quad (34)$$

Damit ergibt sich für den Wasserdampfmassenstrom:

$$\dot{m}_D = \frac{\dot{q} - \dot{q}_e}{r} \quad (35)$$

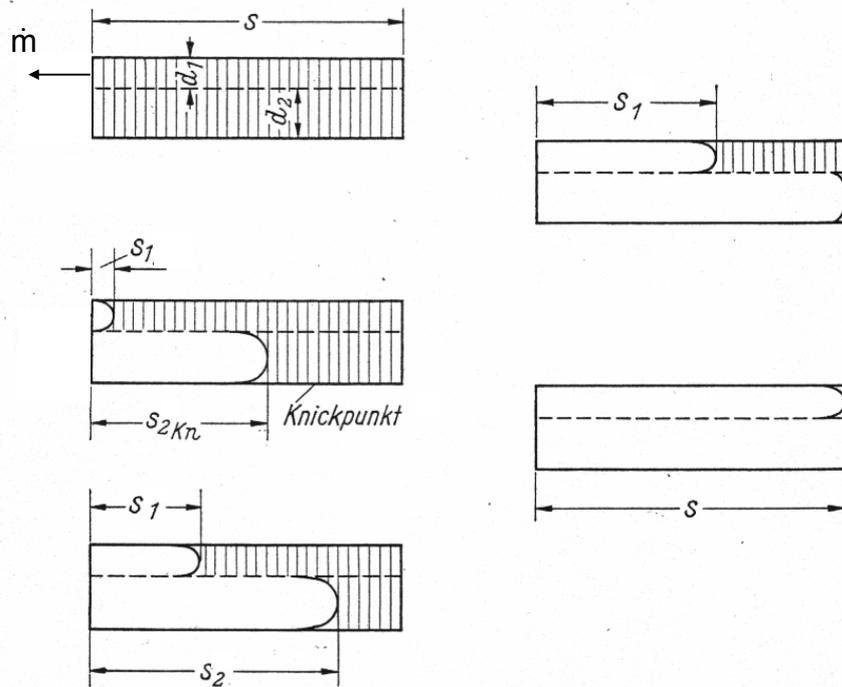
Der hier entstehende Massenstrom an Wasserdampf diffundiert an die Oberfläche und gleicht somit dem Massenstrom nach Gleichung (29).

Wie oben gezeigt, ist dabei  $\vartheta_K$  aus Gleichung (32) diejenige Temperatur, bei der sich der Sättigungsdampfdruck  $p_{Ds}(\vartheta_K)$  am Trocknungsspiegel einstellt. Damit sind die Kerntemperatur sowie der Wasserdampfpartialdruck am Trocknungsspiegel eindeutig miteinander verknüpft. So ist es mit den in Kapitel 2.5 beschriebenen Vorgängen zur Feuchteleitung möglich, aus den oben gezeigten Beziehungen eine Berechnungsvorschrift für den Trocknungsablauf innerhalb des ersten und zweiten Trocknungsabschnitts herzuleiten [26].

Schlünder [34] stellt ein Modell vor, das von dem in den Kapiteln 2.3.1 und 2.3.2 beschriebenen abweicht und in dem kapillarer Wassertransport an die Rohlingsoberfläche auch in der „falling rate period“ (zweiter Trocknungsabschnitt) unterstellt wird. Es bleibt ungeklärt, ob dieses neue Modell den tatsächlichen Abläufen näher kommt. Denn beim Aufschneiden von noch nicht fertig getrockneten Rohlingen kann man weder durch visuelle Beobachtung noch durch Temperaturmessungen einen „Trocknungsspiegel“ feststellen. Durch Feuchtemessungen ist dies nur mit fragwürdigem Ergebnis möglich. Dem gegenüber ist der Fortschritt von in die Porenräume eindringender Luft durch die Veränderung der Rohlingsoberfläche von Dunkelgrau zu Hellgrau sehr deutlich erkennbar. Diese Farbänderung hat aber mit dem Trocknungsspiegel oder mit dem Übergang vom ersten in den zweiten Trocknungsabschnitt nichts zu tun. Sie findet ihre Entsprechung vielmehr in Diagrammen zum dilatometrischen Trocknungsverlauf, wie zum Beispiel dem Bourry-Diagramm oder der Bigot-Kurve. Dort liegt der Knickpunkt bei nicht quellfähigen Tonen zwischen der schwindungskompensierten Trocknung und dem Eindringen von Luft in die Poren.



Kapillaren seien widerstandslos miteinander verbunden. Die Verdunstung finde nur an der kleineren Kapillare statt, die Schwindung sei abgeschlossen.



**Bild 15: Flüssigkeitsbewegung in zwei miteinander verbundenen Kapillaren bei der Trocknung [21]**

Zu Beginn besitzen beide Kapillaren eine ebene Wasseroberfläche. Bei einsetzender Verdunstung saugt die dünnere Kapillare Wasser aus der dickeren nach und fördert es an die Oberfläche. Innerhalb der dünneren Kapillare kommt es hierbei zu einem Reibungsdruckverlust  $\Delta p_R$  (laminare Strömung), für den nach dem Hagen-Poiseuille'schen Gesetz gilt [21]:

$$\Delta p_R = \frac{8 \cdot \eta \cdot \dot{M}}{\rho_W \cdot \pi \cdot r_1^4} \cdot s_2 \quad (37)$$

Hierin bedeutet  $\eta$  die dynamische Viskosität von Wasser und  $\rho_W$  seine Dichte.  $\dot{M}$  ist der Massenstrom des Wassers,  $r_1$  der Porenradius der Kapillare 1 und  $s_2$  die Strecke von der Oberfläche der Kapillare 2 bis zum Meniskus, also derjenige Weg, in dem die zur Oberfläche eilende Strömung einen Reibungswiderstand überwinden muss. Da der Wassermassenstrom im ersten Trocknungsabschnitt konstant ist, stellen sich bei zunehmender Länge der Strecke  $s_2$  entsprechend ansteigende Strömungswiderstände ein. Daher wird für ein bestimmtes  $s_2$  ein derartig hoher Strömungswiderstand erreicht, dass dieser die kapillare Zugkraft an Größe über-

schreitet. Von nun an ist die Kapillare 1 nicht mehr in der Lage, Wasser an die Oberfläche zu fördern, und der zweite Trocknungsabschnitt beginnt.

Maximaler Druckunterschied zwischen beiden Kapillaren herrscht bei einem Benetzungswinkel von Null in Abhängigkeit von beiden Radien mit:

$$\Delta p_{\max} = 2 \cdot \sigma \cdot \left( \frac{1}{r_1} - \frac{1}{r_2} \right). \quad (38)$$

Wenn sich die Reibungs- und Kapillarkräfte im Gleichgewicht befinden, so folgt aus den Gleichungen (37) und (38) für den Übergang vom ersten zum zweiten Trocknungsabschnitt:

$$\dot{M} \cdot s_2 = \frac{\sigma}{4\eta} \cdot \left( \frac{1}{r_1} - \frac{1}{r_2} \right) \cdot r_1^4 \cdot \pi \cdot \rho_W. \quad (39)$$

Wenn man die Oberflächenspannung, sowie die Dichte und Viskosität des Wassers vereinfachend als konstant betrachtet, so folgt daraus:

$$\dot{M} \cdot s_2 = C_1. \quad (40)$$

$C_1$  ist dann eine nur von den Kapillarradien abhängige Konstante. Wie man aus der Gleichung erkennen kann, ist der Knickpunkt abhängig vom Produkt aus Verdampfungsgeschwindigkeit und Gutdicke. Für die Anfangsfeuchte  $y_0$  des betrachteten zweikapillaren Gutes gilt [21]:

$$y_0 \sim s \cdot \pi \cdot (r_1^2 + r_2^2). \quad (41)$$

Und für die mittlere Feuchte im Knickpunkt gilt [21]:

$$y_{Kn} \sim (s - s_2) \cdot r_2^2 \cdot \pi + s \cdot r_1^2 \cdot \pi. \quad (42)$$

Für das Verhältnis  $y_{Kn}/y_0$  ergibt sich daraus:

$$\frac{y_{Kn}}{y_0} = 1 - \frac{s_2}{s} \cdot \frac{r_2^2}{r_1^2 + r_2^2}. \quad (43)$$

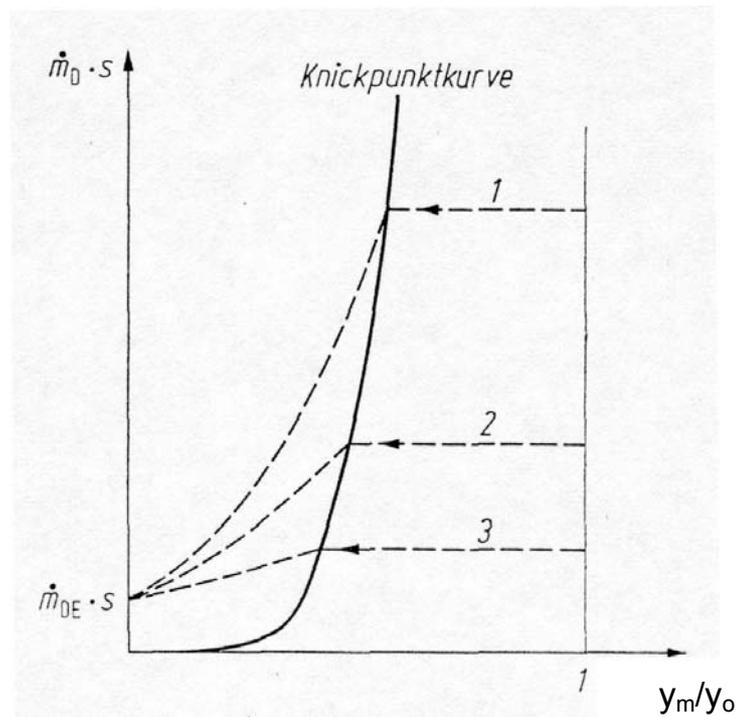
Mit Gleichung (40) gilt [21]:

$$\frac{y_{Kn}}{y_v} = 1 - \frac{C_1}{\dot{M} \cdot s} \cdot \frac{r_2^2}{r_1^2 + r_2^2} \quad (44)$$

Werden die Porenradien in die Konstante  $C_1$  einbezogen, so erhält man mit der nun eingeführten Konstante  $C_2$  für den Knickpunkt:

$$[\dot{M} \cdot s]_{Kn} = \frac{C_2}{1 - \frac{y_{Kn}}{y_0}} \quad (45)$$

Die Gleichung gibt an, bei welcher mittleren Gutfeuchte die Trocknungsgeschwindigkeit des ersten Trocknungsabschnitts nicht mehr aufrecht erhalten werden kann. Sie beschreibt die sogenannte Knickpunktkurve, die in Bild 16 dargestellt ist [21]. Lässt man die Trocknungsgeschwindigkeit konstant, wird der Knickpunkt bei um so höherer mittlerer Feuchte erreicht, je dicker das Gut ist.



**Bild 16: Knickpunktkurve [21]**

Bei weiterer Trocknung wandert der Meniskus der Kapillare 1 ins Gutinnere zurück (Bild 15), und der zweite Trocknungsabschnitt beginnt. Die Verdampfung findet nun am Meniskus der Kapillare 1 statt. Der Meniskus der Kapillare 2, der sich tiefer im Rohlingsinneren als derjenige der Kapillare 1 befindet, nimmt am Trocknungsvorgang nicht teil, da die über ihm stehende Luft bis zur Höhe  $s_1$  der dünneren Kapilla-

re mit Wasserdampf gesättigt ist. Der am Meniskus der Kapillare 1 entstehende Wasserdampf wird durch Diffusion an die Oberfläche transportiert und geht dort ins Trocknungsmittel über.

Die beschriebenen Vorgänge im Zweikapillarensystem können grundsätzlich auf ein komplexes Porensystem übertragen werden [21]. Das Wasser verdunstet an der Körperoberfläche und wird durch die Kapillaren des Trockengutes nachtransportiert. Dabei saugen die dünneren Kapillaren aus den dickeren. Erst fallen dadurch die dicken Kapillaren trocken. Aus der Grenzschicht stammende und daher dampfgesättigte Luft dringt in die Poren ein, so dass in ihnen keine Verdunstung stattfindet. Mit fortschreitender Trocknung muss das Wasser durch immer dünnere Kapillaren transportiert werden. Dadurch stehen nicht nur weniger Wege zur Verfügung, sondern zusätzlich steigen auch die Reibungswiderstände an. Im Knickpunkt sind die Reibungskräfte so groß, dass sie mit den Kapillarkräften im Gleichgewicht stehen. Um diese Verhältnisse auch quantitativ darzustellen, sei auf Bild 17 verwiesen. Hier sind die maximalen Strömungsgeschwindigkeiten in den Kapillaren in Abhängigkeit vom Porenradius aufgetragen.

Da der Reibungsdruckverlust, den die Strömung auf der Strecke  $s$  vom Meniskus zur Oberfläche zu überwinden hat, und der maximale Kapillardruck im Knickpunkt gleich sind, gilt mit den Gleichungen (36) und (37) für den Volumenstrom des Wassers  $\dot{V}$ :

$$\dot{V} = \frac{\dot{M}}{\rho_W} = \frac{\pi \cdot \sigma \cdot r^3}{4 \cdot \eta \cdot s} \quad (46)$$

Eine maximale Strömungsgeschwindigkeit  $w$  des durch die Kapillaren geförderten Wassers lässt sich durch Umrechnung aus diesem Volumenstrom ermitteln nach:

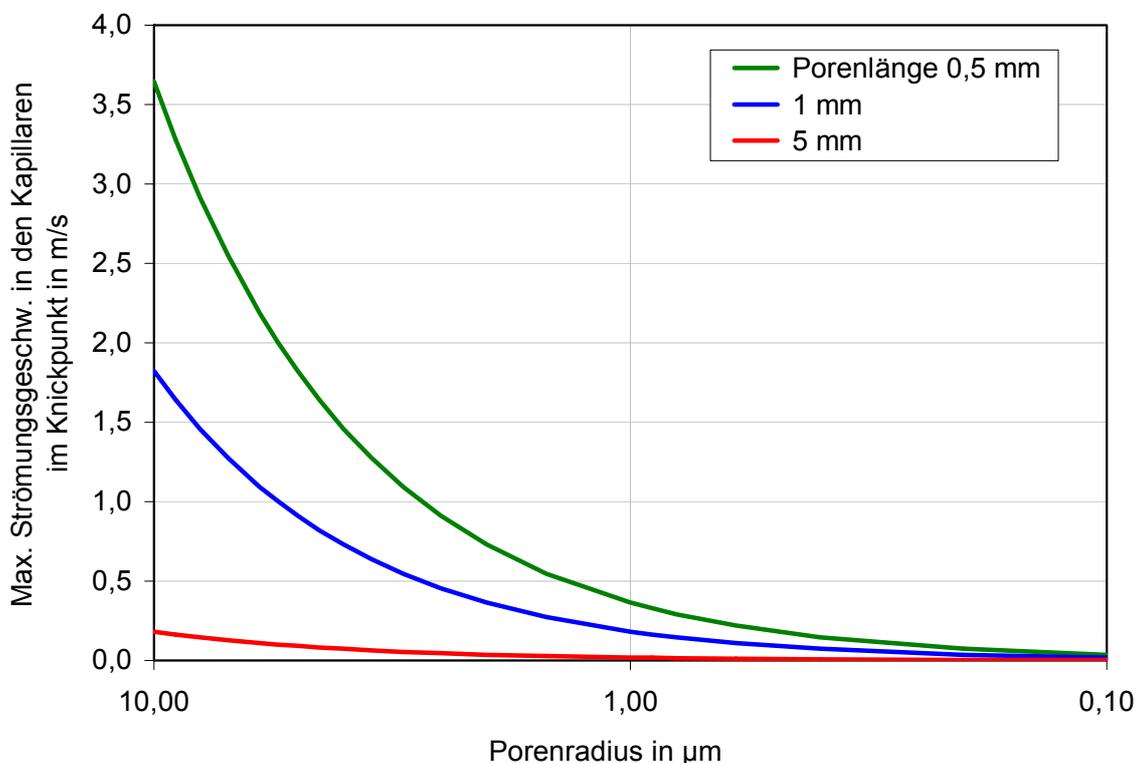
$$w = \frac{\dot{V}}{\pi \cdot r^2} \quad (47)$$

Beim Überschreiten der maximalen Strömungsgeschwindigkeit werden die Reibungskräfte so groß, dass der Strömungsfaden abreißt.

Bild 17 zeigt errechnete Strömungsgeschwindigkeiten für drei verschiedene Porenlängen (Strecke  $s$  vom Meniskus zur Oberfläche). Für größere Porenlängen – um so weiter die Trocknung vorangeschritten ist – wird das Abreißen des Strömungsfadens bei niedrigeren Strömungsgeschwindigkeiten erreicht. Der Einfluss der Porenlänge ist sehr viel geringer als der des Porenradius, der nach Gleichung (37)

in vierter Potenz in den Reibungsdruckverlust eingeht. In Poren mit Radien unterhalb von  $0,1 \mu\text{m}$  kann auch bei kleineren Porenlängen kein nennenswerter kapillarer Wassertransport mehr stattfinden.

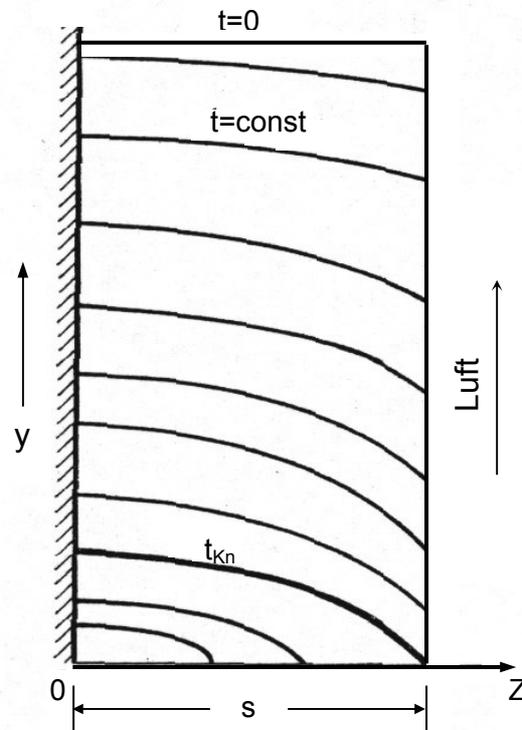
Dem Bild ist des Weiteren zu entnehmen, dass die erreichbaren Strömungsgeschwindigkeiten mit abnehmendem Porendurchmesser sinken. Da bei der wirklichen Trocknung – durch das Eindringen von Luft in die Kapillarräume verursacht – die noch zum Wassertransport zur Verfügung stehenden Poren im Laufe der Zeit immer kleiner werden, muss die in ihnen herrschende Strömungsgeschwindigkeit schnell anwachsend zunehmen. Dadurch wird nach relativ kurzer Zeit die den kleineren Porendurchmessern entsprechende maximale Strömungsgeschwindigkeit erreicht. Nun reißt der Strömungsfaden ab; bei dieser Grenzgeschwindigkeit ist der Knickpunkt erreicht.



**Bild 17: Maximale Strömungsgeschwindigkeiten in Abhängigkeit vom Porenradius**

Nach obigem Bild ist der Übergang vom ersten in den zweiten Trocknungsabschnitt dann erreicht, wenn die Strömung des Wassers bei einer Porenlänge von 0,5 mm in Kapillaren mit  $5 \mu\text{m}$  Radius eine Geschwindigkeit von 1,82 m/s hat. Wird das Wasser durch dünnere Kapillaren, die einen Radius von  $1 \mu\text{m}$  aufweisen, gefördert, so reißt der Strömungsfaden schon bei einer Geschwindigkeit von 0,37 m/s ab. Beträgt die Porenlänge 5 mm, so liegt die maximale Strömungsgeschwindigkeit des

Wassers für Kapillaren mit einem Radius von  $5\ \mu\text{m}$  bei  $0,18\ \text{m/s}$ . Für Kapillaren der Größe  $0,1\ \mu\text{m}$  Radius reißt der Stromfaden dem gegenüber schon bei  $0,004\ \text{m/s}$  ab.



**Bild 18: Feuchteverteilungen im einseitig trocknenden Rohling nach Krischer [21]**

Bild 18 zeigt die nach Krischer [21] charakteristischen zeitabhängigen Feuchteprofile im kapillarporösen, nicht hygroskopischen Gut. Während des ersten Trocknungsabschnitts sind die Trocknungsgeschwindigkeit sowie die Guttemperatur bei gleichbleibenden Umgebungsbedingungen konstant. Es ändert sich nur die Verteilung des Wassergehaltes im Inneren des Gutes. An der Rohlingsoberfläche nimmt der Wassergehalt stärker ab als im Inneren. Im Kern wird das Wasser besser geleitet als im Außenbereich, in dem nach einiger Zeit bereits Kapillaren ausgetrocknet sind. Je weiter die Trocknung fortgeschritten ist, um so größer wird der Gradient an der Rohlingsoberfläche. Denn die Reibungswiderstände für das durch die Kapillaren strömende Wasser werden immer größer. Wenn die Feuchteverteilungskurve zum Zeitpunkt  $t_{Kn}$  erreicht ist, endet der erste Trocknungsabschnitt. Der Trocknungsspiegel zieht sich von nun an ins Innere zurück, bis der Rohling vollständig getrocknet ist [21].

Es ist eine wesentliche Aufgabe der in dieser Arbeit präsentierten Trocknungssimulation, die in Bild 18 schematisch dargestellten grundsätzlichen Zusammenhänge

rechnerisch zu ermitteln. Zusätzlich sind sie, abhängig von Material und Umgebungsbedingungen, einer quantitativen Erfassung zugänglich zu machen. Ergebnisse hierzu werden in Kapitel 6 vorgestellt.

## 2.5 Feuchteleitung in der Rohlingsmasse

Die Wasserbewegung im porösen Körper wird durch kapillare Druckunterschiede bewirkt und ist mit einer Änderung der Feuchteverteilung verbunden. Solche Vorgänge lassen sich analog zur Wärmeleitung folgendermaßen beschreiben:

$$\dot{m} = -k_p \cdot \rho_w \cdot \frac{dp}{dz} \quad (48)$$

$k_p$  ist der auf den Druck bezogene Transportkoeffizient und  $dp/dz$  der als Triebkraft wirkende Druckgradient. Zur Berechnung der Wasserbewegung im Gut nach Gleichung (48) muss man die Druckverteilung im Wasser kennen. Diese ist im Allgemeinen nicht bekannt und lässt sich auch messtechnisch nur mit größtem Aufwand erfassen. Dem Gegenüber kann man aber die örtlichen Feuchteverteilungen im Rohling einfach bestimmen. Krischer [21] ersetzt die Drücke in Gleichung (48) durch Feuchtegehalte. Er bezeichnet den Proportionalitätsfaktor zwischen dem Feuchtegradienten und der sich durch ihn einstellenden Volumenstromdichte  $\dot{v}$  (diese gleicht der über die Gesamtquerschnittsfläche gemittelten Geschwindigkeit des Gutwassers) als Feuchteleitkoeffizienten  $\kappa$ , so dass gilt:

$$\dot{v} = -\kappa \cdot \frac{d\Psi}{dz} \quad (49)$$

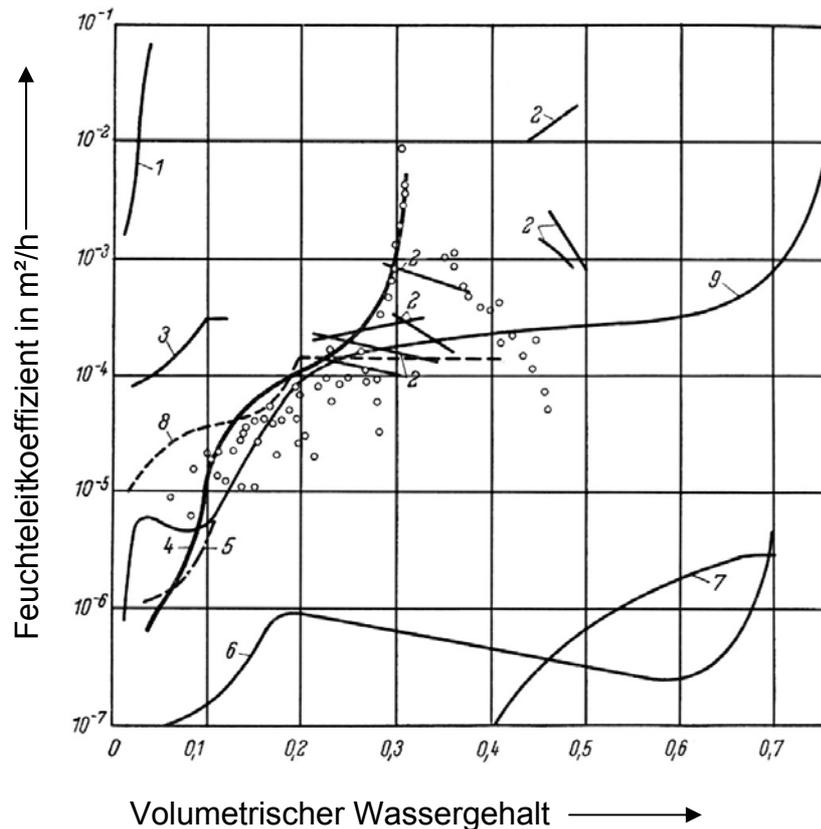
Hierin bedeutet  $\Psi$  das Teilvolumen des Wassers im Gesamtvolumen, und  $d\Psi/dz$  ist der sich im Gut einstellende volumetrische Feuchtegradient. Die Wasserbewegung findet in Richtung entgegen des Feuchtegefälles statt.

Die Massenstromdichte des durch das Gut geleiteten Wassers errechnet sich hieraus durch Multiplikation mit der Dichte von Wasser zu:

$$\dot{m} = -\kappa \cdot \rho_w \cdot \frac{d\Psi}{dz} \quad (50)$$

Der Feuchteleitkoeffizient  $\kappa$  ist in hohem Maße vom Wassergehalt des Rohlings abhängig. Er wurde bereits in vielen Untersuchungen für verschiedene Stoffe in

Abhängigkeit von ihrem Wassergehalt bestimmt. Cammerer [35] ermittelte Feuchteleitkoeffizienten für Glaskugel-Haufwerke. Sommer [36] untersuchte die Feuchteleitung von Gasbeton und Kalksandstein. Auch Krus [37] und Mahler [38] beschäftigten sich mit Feuchtetransportvorgängen und ermittelten Feuchteleitkoeffizienten für unterschiedliche Baustoffe.



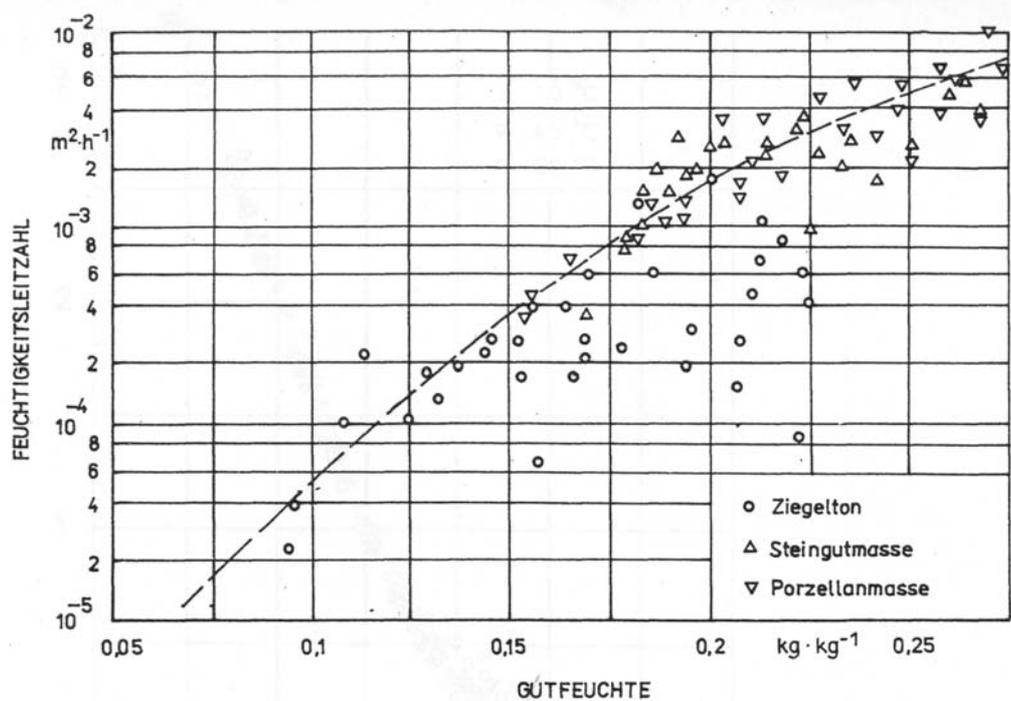
1 Quarzsand, 2 verschiedene Tone, 3 keramische Masse mit angenommener Dichte von  $\rho=2000 \text{ kg/m}^3$ , 4 Dachziegel mit  $\rho=1880 \text{ kg/m}^3$ , 5 Ziegel mit  $\rho=1800 \text{ kg/m}^3$ , 6 Buchenholz in radialer Richtung bei  $0^\circ$ , 7 Kartoffelscheiben, 8 Ton mit  $\rho=1800 \text{ kg/m}^3$ , 9 Ytong mit  $\rho=650 \text{ kg/m}^3$ , Einzelpunkte für Ton mit  $\rho=1800 \text{ kg/m}^3$  (angenommen)

**Bild 19: Feuchteleitkoeffizienten in Abhängigkeit vom Feuchtegehalt [21]**

Krischer [21] stellt in Bild 19 die Abhängigkeit des Feuchteleitkoeffizienten von der Gutfeuchte zum Beispiel für gebrannte Ziegel, Quarzsand sowie Ytong dar. Bei den Einzelpunkten handelt es sich um verschiedene, in der Keramik eingesetzte Tone bei unterschiedlichen Feuchtegehalten. Da unterschiedliche Tone betrachtet werden, lassen sich die aufgetragenen Werte nicht durch eine statistische Näherungsfunktion beschreiben. Sie können jedoch als Bestätigung der in Kapitel 3.3.1 entwickelten Zusammenhänge dienen. Man erkennt hierin, dass Tone bei niedrigen

Feuchten eine sehr starke Abhängigkeit zwischen dem Feuchteleitkoeffizienten und dem Wassergehalt aufweisen. Diese gilt ungefähr bis zu einem volumetrischen Wassergehalt von  $0,2 \text{ m}^3/\text{m}^3$ . Bei höheren Wassergehalten ist die Abhängigkeit von der Feuchte jedoch sehr viel geringer.

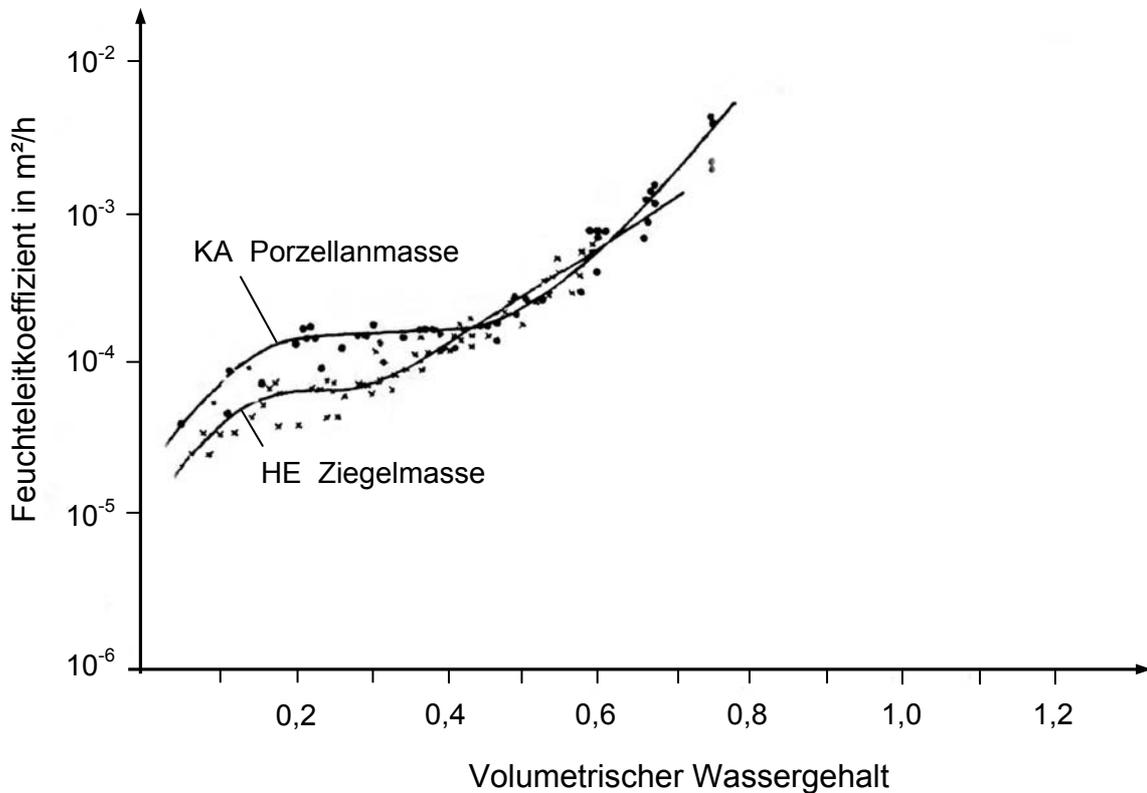
Storm [39] bestimmte experimentell von unterschiedlichen keramischen Massen den Feuchteleitkoeffizienten, den er als Feuchtigkeitsleitzahl bezeichnet. Er gibt an, dass diese im Bereich der Schwindung konstant sind. Dem widerspricht Martin [40], der einen Anstieg des Feuchteleitkoeffizienten mit steigendem Wassergehalt auch für den Feuchtebereich feststellte, in dem Schwindung stattfindet.



**Bild 20: Von Storm [39] ermittelte Feuchteleitfähigkeiten für verschiedene keramische Massen**

Die in Bild 20 von Storm eingezeichnete Ausgleichskurve würde man, wenn nach den unterschiedlichen Massen getrennt wird, sicherlich anders zeichnen. Es deutet sich an, dass bei relativ geringen massenbezogenen Gutfeuchten jeweils ein Anstieg der Feuchteleitfähigkeit mit dem Wassergehalt stattfindet. Dies entspricht der eingezeichneten Kurve. Bei Ziegelton sollte jedoch ab einer Gutfeuchte von ca.  $0,13 \text{ kg}/\text{kg}$  ein Abknicken nach rechts stattfinden, während dieses Abknicken bei der Porzellanmasse etwa um  $0,19 \text{ kg}/\text{kg}$  einsetzt und bei der Steingutmasse bei  $0,21 \text{ kg}/\text{kg}$  zu erkennen ist.

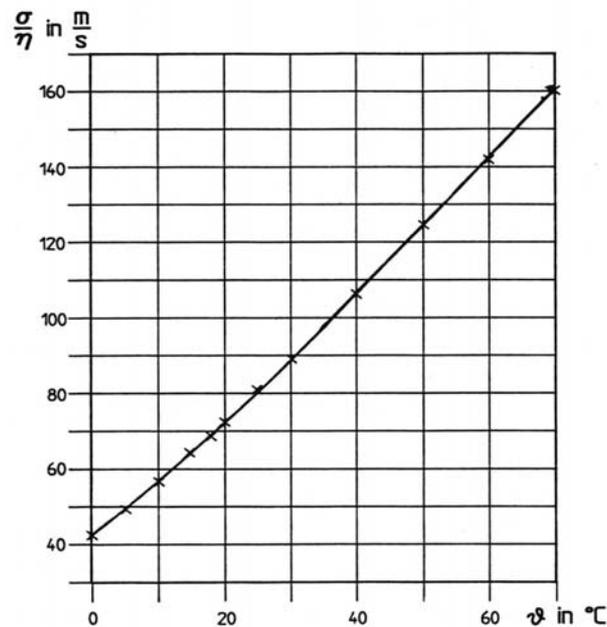
In Bild 21 sind von Herdt [41] ermittelte Feuchteleitkoeffizienten für zwei Tone dargestellt. Die Feuchtegehalte gehen weit über die praktische Anwendung hinaus. Auch hier zeigen die mit KA bezeichnete Porzellanmasse so wie die mit HE gekennzeichnete Ziegelmasse bei geringen Wassergehalten einen starken Anstieg der Feuchteleitfähigkeit mit der Gutfeuchte. Bei der Porzellanmasse, die insgesamt eine höhere Feuchteleitfähigkeit aufweist als die Ziegelmasse, knickt die Kurve bei einem Wassergehalt von etwa  $0,2 \text{ m}^3/\text{m}^3$  nach rechts ab, im Falle der Ziegelmasse schon ab ca.  $0,18 \text{ m}^3/\text{m}^3$ . Der steile Anstieg bei relativ hohem Wassergehalt, ab etwa  $0,4 \text{ m}^3/\text{m}^3$ , wird von Herdt nicht weiter erläutert und ist nicht nachvollziehbar.



**Bild 21: Von Herdt [41] bestimmte Feuchteleitkoeffizienten für eine Porzellan- und eine Ziegelmasse**

Insgesamt geht aus den hier vorgestellten Untersuchungen hervor, dass die Feuchteleitfähigkeit im Bereich niedriger Wassergehalte in großem Ausmaß von der Gutfeuchte abhängig ist und sich mit dieser über mehrere Zehnerpotenzen verändert. Das gilt so lange, bis eine gewisse Grenzfeuchte erreicht ist, die – wie später gezeigt wird – mit dem Schwindungsende übereinstimmt. Oberhalb der Grenzfeuchte gibt es ebenfalls eine Abhängigkeit vom Feuchtegehalt. Sie scheint nach der vorliegenden Literatur jedoch deutlich weniger ausgeprägt zu sein. Die eigenen Schlussfolgerungen – siehe Kapitel 3.3.1 – stimmen mit der Aussage überein.

Die Feuchteleitfähigkeit hängt des Weiteren von der Temperatur ab. Das ist dadurch zu begründen, dass die Beweglichkeit des Wassers, nämlich seine Viskosität im Porenraum, bekanntermaßen stark temperaturabhängig ist. Die dynamische Viskosität von Wasser ist beispielsweise bei 20°C mit  $1003 \cdot 10^{-6} \text{ kg}/(\text{m} \cdot \text{s})$  mehr als doppelt so hoch wie bei 60°C. Dort beträgt sie nur  $466 \cdot 10^{-6} \text{ kg}/(\text{m} \cdot \text{s})$  [42]. Die aufgrund eines Feuchtegradienten einsetzende Wasserwanderung wird folglich bei 60°C sehr viel schneller sein als bei niedrigeren Temperaturen. Hingegen wird der Zusammenhalt und die Benetzung der Tonpartikel und Kapillaren mit einem Wasserfilm durch Oberflächenkräfte geprägt. Es ist bekannt, dass die Oberflächenspannung von Wasser ebenfalls temperaturabhängig ist und mit zunehmenden Temperaturen abnimmt, jedoch in wesentlich geringerem Ausmaß als die Viskosität.



**Bild 22: Temperaturabhängigkeit der Feuchteleitfähigkeit [43]**

Kneule [22] hat aufgrund von Untersuchungen zur Temperaturabhängigkeit der Feuchteleitfähigkeit festgestellt, dass sich diese unter sonst gleichen Bedingungen proportional zum Quotienten aus der Oberflächenspannung  $\sigma$  und der dynamischen Viskosität  $\eta$  verhält, so dass gilt:

$$\kappa \sim \frac{\sigma(T)}{\eta(T)} = \zeta. \quad (51)$$

Die Temperaturabhängigkeit des Feuchteleitkoeffizienten wird in Bild 22 dargestellt. Man erkennt, dass mindestens im Temperaturbereich zwischen 25 und 100°C ein hinreichend linearer Zusammenhang zwischen  $\zeta = \sigma/\eta$  und der Temperatur besteht. Nennenswerte Abhängigkeiten des Feuchteleitkoeffizienten von weiteren Stoffgrößen existieren nicht. Es ist daher problemlos möglich, aus Feuchteleitkoeffizienten, die beispielsweise bei 25°C bestimmt worden sind und entsprechend mit  $\kappa_{25}$  bezeichnet werden, auf solche bei anderen Temperaturen zu schließen. Hierbei gilt:

$$\frac{\kappa(\vartheta)}{\kappa(25^{\circ}\text{C})} = 1 + 0,0225 \cdot \left( \frac{\vartheta}{^{\circ}\text{C}} - 25 \right) \quad (52)$$

## 2.6 Diffusionsvorgänge in der trockenen Außenschale

Während die Wasserbewegung im ersten Trocknungsabschnitt ausschließlich durch Feuchteleitvorgänge beschrieben wird, spielt innerhalb des zweiten Trocknungsabschnitts auch der Wassertransport durch die sich dann bildende und an Dicke zunehmende Außenschicht eine Rolle. Hierbei handelt es sich um diejenige Schicht des trocknenden Rohlings, die sich zwischen der Rohlingsoberfläche und dem in das Rohlingsinnere wandernden Trocknungsspiegel befindet. Nach wie vor sind auf der nassen Seite des Trocknungsspiegels ausschließlich durch Feuchteleitvorgänge geprägte Transportmechanismen von Bedeutung. Der Transport des am Trocknungsspiegel durch Verdunstung entstehenden Wasserdampfes zur Rohlingsoberfläche geschieht nun jedoch durch Diffusion in den Kapillaren. Deren Struktur ist für die Geschwindigkeit der Diffusion von ausschlaggebender Bedeutung.

Beim Trocknungsprozess von Ziegelrohlingen sind zwei Arten der Porendiffusion zu unterscheiden. Der Mechanismus hängt von der Dicke der Kapillaren ab, durch die der Wasserdampf diffundiert. Bei 50°C und  $10^5$  Pa beträgt die freie Weglänge der Wasserdampfmoleküle ca. 0,04  $\mu\text{m}$  [44]. Sind die Kapillaren, die sich im zweiten Trocknungsabschnitt ausgebildet haben, größer als die freie Weglänge der Wasserdampfmoleküle, so handelt es sich bei dem Transportvorgang um molare Diffusion. Hier gilt der Fick'sche Ansatz für ideale Gase, zu denen unter den technisch interessierenden Bedingungen auch Wasserdampf gehört:

$$\dot{m} = - \frac{D}{R \cdot T} \cdot \frac{dp}{dz} \quad (53)$$

Die sich einstellende Massenstromdichte ist also proportional zum Partialdruckgradienten  $dp/dz$  des jeweils betrachteten Gases und umgekehrt proportional zu dessen spezieller Gaskonstante  $R$  und der absoluten Temperatur  $T$ . Der Proportionalitätsfaktor  $D$  wird als Diffusionskoeffizient bezeichnet.

Bei der Diffusion durch das Porensystem des trockenen Ziegelrohlings kann jedoch nicht die Diffusionskonstante  $D$ , wie sie üblicherweise für freie Gasräume angesetzt wird, verwendet werden. Vielmehr ist zu berücksichtigen, dass für die Diffusion nur ein eingeschränkter Volumenanteil, nämlich das Porenvolumen des Rohlings zur Verfügung steht. Ferner ist zu berücksichtigen, dass die der Diffusion dienenden Poren viele Einschnürungen besitzen und auf gewundenen Wegen durch die Rohlingsmasse verlaufen. Die Einflüsse durch Volumeneinschränkung, Einschnürungseffekte und Wegverlängerungen fasst man in der Diffusionswiderstandszahl  $\mu$  zusammen. Diese erlaubt es, aus den für viele Stoffe bekannten Diffusionskoeffizienten  $D$  auf den Porendiffusionskoeffizienten  $D_p$  umzurechnen.

$$D_p = \frac{D}{\mu} . \quad (54)$$

Die Diffusionswiderstandszahl kann man auch als eine Verknüpfung aus der offenen Porosität  $P_o$  und der sogenannten Tortuosität  $\tau$  ansehen. Die Tortuosität beschreibt den Grad der Verschlungenheit der Diffusionswege und gleicht damit einer Zusammenfassung von Einschnürungseffekten und Wegverlängerungen. Hier gilt:

$$\mu = \frac{\tau}{P_o} . \quad (55)$$

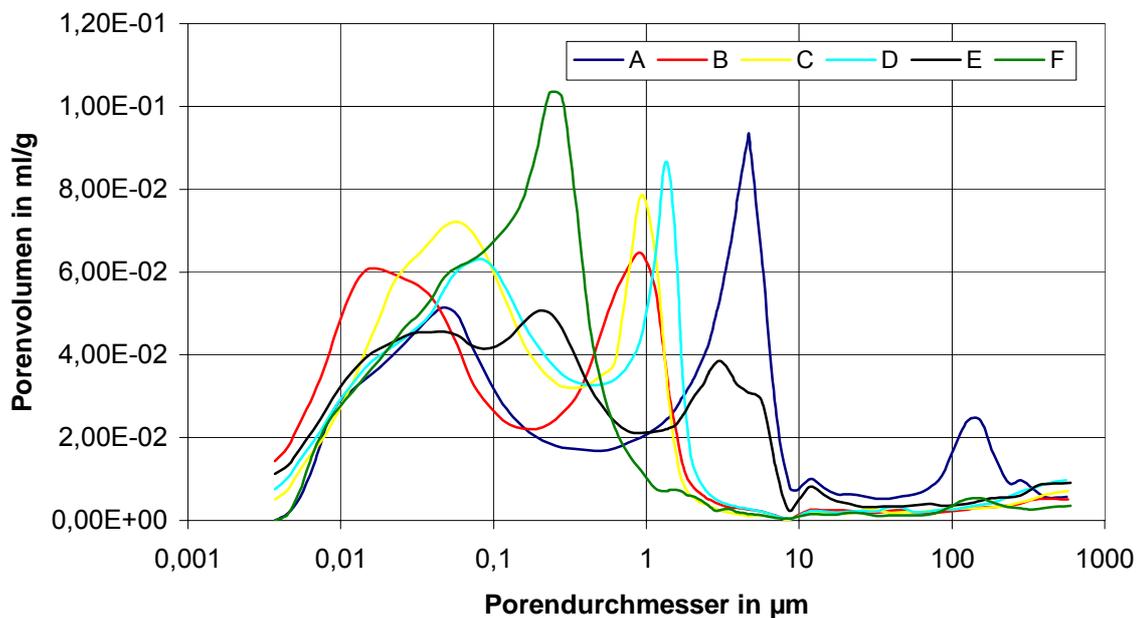
Für eine relativ lockere Masse aus Ziegelton, wie sie beispielsweise zur Herstellung von wärmedämmenden Lochziegeln verwendet wird, liegt die Diffusionswiderstandszahl zwischen vier und acht.

Wenn Wasserdampf durch Poren mit einem Durchmesser von kleiner  $0,04 \mu\text{m}$  transportiert wird, so wird die Molekularbewegung durch die Porenwände behindert, und es kommt zu einer Verringerung der Diffusionsgeschwindigkeit. Dann spricht man von Knudsendiffusion. Für den Porendiffusionskoeffizienten ergibt sich dann mit der Molmasse des Wasserdampfes  $\tilde{M}$  [26]:

$$D_p = \frac{d_p}{3} \cdot \sqrt{\frac{8 \cdot R \cdot T}{\pi \cdot \tilde{M}}} \quad (56)$$

An der Gleichung ist zu erkennen, dass die Diffusionsgeschwindigkeit proportional zum Porendurchmesser  $d_p$  ist.

Anhand von sechs unterschiedlichen Ziegelrohstoffen wurden im Rahmen dieser Arbeit Porengrößenverteilungen mit Hilfe der Quecksilberporosimetrie gemessen. Die in Bild 23 zusammengefassten Ergebnisse zeigen, dass es Poren im Bereich der Knudsendiffusion in unterschiedlichen Anteilen bei allen untersuchten Stoffen gibt. Dieser Teil ist jedoch bei weitem kleiner als derjenige, in dem es eindeutig zur molaren Diffusion kommt. Die in ihrer Transportleistung relativ geringe Knudsendiffusion wird also stets durch die wesentlich leistungsfähigere molare Diffusion überlagert und spielt daher für den gesamten Transportvorgang nur eine sehr geringe Rolle. Die Knudsendiffusion findet daher in der später darzustellenden mathematischen Modellierung des Trocknungsverlaufes keine Berücksichtigung.

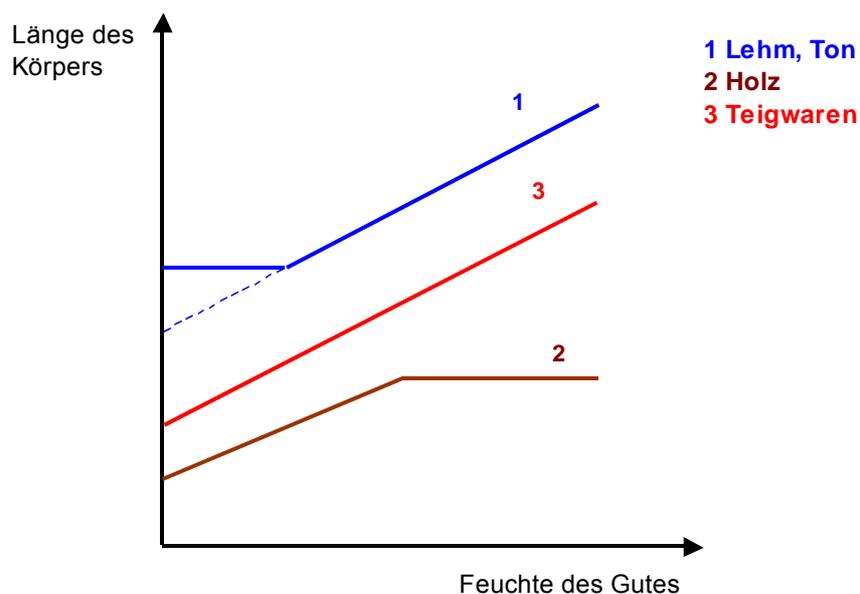


**Bild 23: Porengrößenverteilung sechs verschiedener Ziegeltone**

## 2.7 Schwindungsvorgänge

Unter Schwinden versteht man das Zusammenziehen eines ansonsten formbeständigen Körpers. Das Volumen des Gutes setzt sich aus dem Volumen der Trockensubstanz, demjenigen des Wassers und demjenigen der im Körper eingeschlossenen Luft zusammen. Ein ideales Schwindverhalten, bei der die Wasserabgabe vollständig durch Volumenabnahme kompensiert wird, zeigen zum Beispiel Teigwaren und keramische Stoffe mit hohem Feuchtegehalt.

In Bild 24 sind typische Schwindungskurven für unterschiedliche Materialien dargestellt. Teigwaren schwinden während des gesamten Trocknungsvorgangs. Dem gegenüber verändern Holz und Kohle ihr Volumen nicht, solange sie sehr feucht sind. Die Schwindung setzt erst bei Unterschreitung eines bestimmten Feuchtegehaltes ein. Lehme und Tone schwinden vom Beginn der Trocknung bis zum Erreichen einer bestimmten Gutfeuchte [16].



**Bild 24: Typische Schwindungskurven [16]**

Wenn keine Zug- oder Druckkräfte auf das Trockengut wirken, so spricht man von freiem Schwinden. Beginnt die Wasserabgabe und damit die Schwindung in den äußeren Schichten, so ist die Gutoberfläche bestrebt, sich zusammen zu ziehen. Da der Kern noch feucht ist und somit sein Anfangsvolumen beibehalten hat, üben die Schichten Kräfte aufeinander aus. Diese bewirken andere Maßänderungen, als sich beim freien Schwinden einstellen würden. In solchen Fällen spricht man von

behinderter Schwindung. Es können des Weiteren äußere Kräfte, die beispielsweise durch raue Unterlagen hervorgerufen werden, die Schwindung beeinflussen [16].

Schwindungskoeffizienten geben Auskunft über die Intensität der Schwindung. Man unterscheidet:

$$\text{Volumenschwindungskoeffizient} \quad \xi_V = \frac{\Delta V}{V_0} \quad (57)$$

$$\text{Flächenschwindungskoeffizient} \quad \xi_S = \frac{\Delta A}{A_0} \quad (58)$$

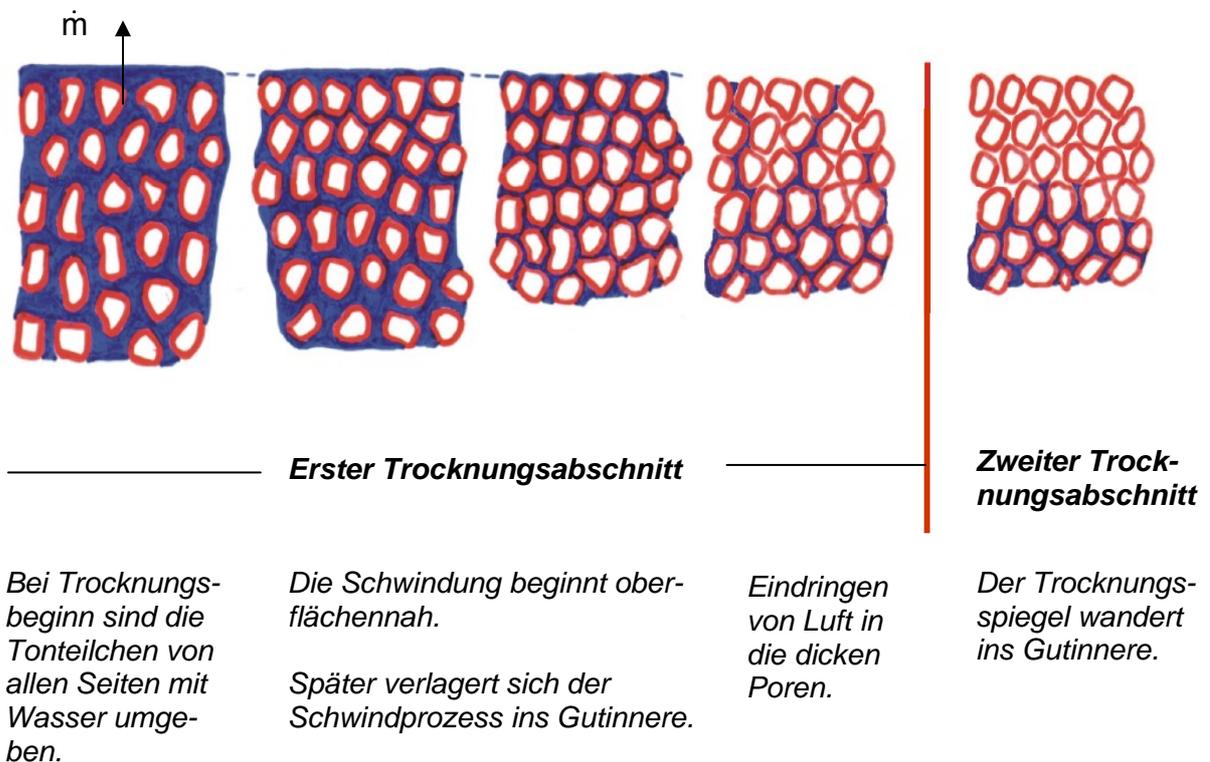
$$\text{Längenschwindungskoeffizient} \quad \xi = \frac{\Delta L}{L_0} \quad (59)$$

Darin bedeuten  $\Delta V$ ,  $\Delta S$ , beziehungsweise  $\Delta L$  die Volumenabnahme, die Abnahme der betrachteten Fläche beziehungsweise die Abnahme der betrachteten Länge.  $V_0$ ,  $A_0$ , beziehungsweise  $L_0$  sind das Volumen, die Fläche beziehungsweise die Länge des zu trocknenden Körpers.

Eine Ziegelmasse muss mit einem relativ hohen Wassergehalt versehen werden, um die zur Formgebung notwendige Plastizität zu erlangen. In der Regel enthält ein stranggepresster Formling so viel Feuchtigkeit, dass die Tonteilchen von allen Seiten mit Wasser umgeben sind. Beginnt er zu trocknen, so verdunstet Wasser an seiner Oberfläche. Solange dieser Zustand anhält, befindet sich das Gut im ersten Trocknungsabschnitt.

In Bild 25 sind die Schwindungsvorgänge, die während des Trocknungsprozesses in der Ziegelmasse ablaufen, vereinfacht dargestellt. Dieses Bild zeigt schematisch einen Rohlingsausschnitt, an dessen oben befindlicher Oberfläche Wasser verdunstet. Die entweichende Wassermenge wird zunächst dadurch kompensiert, dass die Tonpartikel näher aneinanderrücken. Hierdurch kommt es zur Schwindung. Der Schwindungsprozess findet erst an der Oberfläche statt, da die Trocknung von außen angreift.

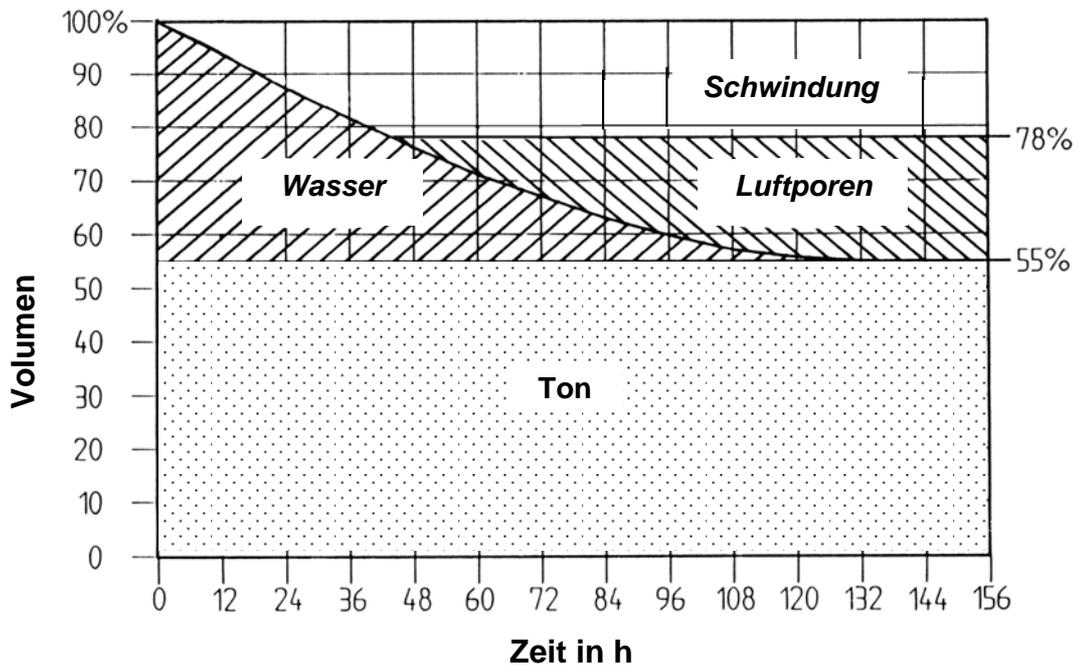
Aus dem Inneren des Gutes wird Wasser durch das Kapillarsystem nachtransportiert, so dass über der Rohlingsoberfläche ein geschlossener Wasserfilm vorhanden ist. Bei weiterer Wasserabgabe rücken die Tonteilchen auch im Inneren näher aneinander, der Schwindprozess verlagert sich ins Gutinnere. Das heißt während des Trocknungsprozesses zieht sich erst die Oberfläche des Gutes zusammen, und später schwindet der Kern nach.



**Bild 25: Schwindungsvorgänge während des Trocknungsprozesses**

Wenn die Rohlingspartikel nach dem Verlust ihres Hüllenwassers soweit zusammengedrückt sind, dass sie sich gegenseitig berühren und aufeinander abstützen, so kann der durch die Trocknung eintretende Wasserverlust volumetrisch nicht mehr durch eine weitere Rohlingsschwindung kompensiert werden. Von nun an muss der Volumenverlust durch das Eindringen von Luft in den Rohling ausgeglichen werden. Dieser Zeitpunkt ist beim Betrachten des Rohlings daran zu erkennen, dass er sich aufgrund von Lichtreflexionen innerhalb des sich öffnenden Porenraums von Dunkel- nach Hellgrau verfärbt.

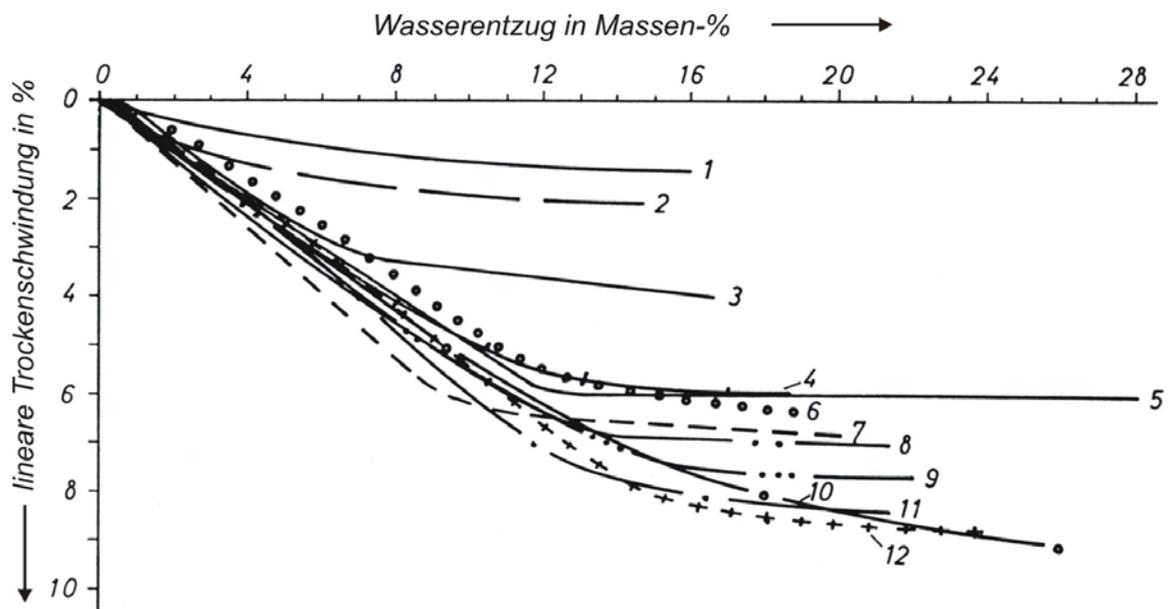
Auch dann gerät nach wie vor Wasser durch Kapillarkräfte an die Oberfläche. Es benetzt diese jedoch nicht mehr unbedingt durch einen zusammenhängenden Wasserfilm. In Bezug auf die außerhalb der Grenzschicht befindliche Trocknerluft wirkt die noch verbleibende partielle Benetzung jedoch weiterhin wie eine einheitliche Wasseroberfläche [34]. Der erste Trocknungsabschnitt hält so lange an, wie die Kapillarkräfte in den verbleibenden Poren dazu ausreichen, die Reibungsdruckverluste des an die Oberfläche gezogenen Wassers zu überwinden [45]. Erst wenn dies nicht mehr der Fall ist, zieht sich der Trocknungsspiegel ins Innere zurück, und der zweite Trocknungsabschnitt beginnt.



**Bild 26: Das Bourry-Diagramm für eine Masse aus Ziegelton**

Häufig wird dieser Vorgang durch das schematisch in Bild 26 dargestellte Bourry-Diagramm beschrieben. Bei dünnen Rohlingsabmessungen beziehungsweise bei sehr langsam voranschreitender Trocknung gibt es keine ortsabhängigen Unterschiede im Trocknungsfortschritt. Zunächst wird die Wasserabgabe vollständig durch Schwindung kompensiert. Nachdem ein bestimmter Feuchtegehalt erreicht ist, berühren sich die Tonpartikel, und die Schwindung ist beendet. Bei weiterer Wasserabgabe dringt Luft in die Poren. Während die obere Kurve nun nach rechts abknickt und aufzeigt, dass sich das Körpervolumen nicht weiter vermindert, verringert sich das Volumen des im Körper noch vorhandenen Wassers zunächst beständig weiter. Man erkennt, dass trotz fortschreitenden Wasserverlustes die Schwindung dieses für Bild 26 zu Grunde liegenden Körpers nach Abgabe von etwa  $\frac{1}{3}$  des Anfangswasservolumens beendet ist. Die restlichen  $\frac{2}{3}$  des Wasservolumens verdunsten also ohne weitere Körperschwindung und werden ausschließlich durch die Luftfüllung von anfangs mit Wasser gefüllten Porenräumen kompensiert.

Wie anhand von Bild 26 erläutert, führt bei tonigen Massen nur ein Teil des verdunstenden Wassers zu einem kompensatorischen Schwindungsvorgang. Dieser endet meist relativ abrupt und wird durch das Eindringen von Luft in das Porensystem abgelöst. Ausnahme sind besonders quellfähige Tone, wie zum Beispiel der Montmorillonit.



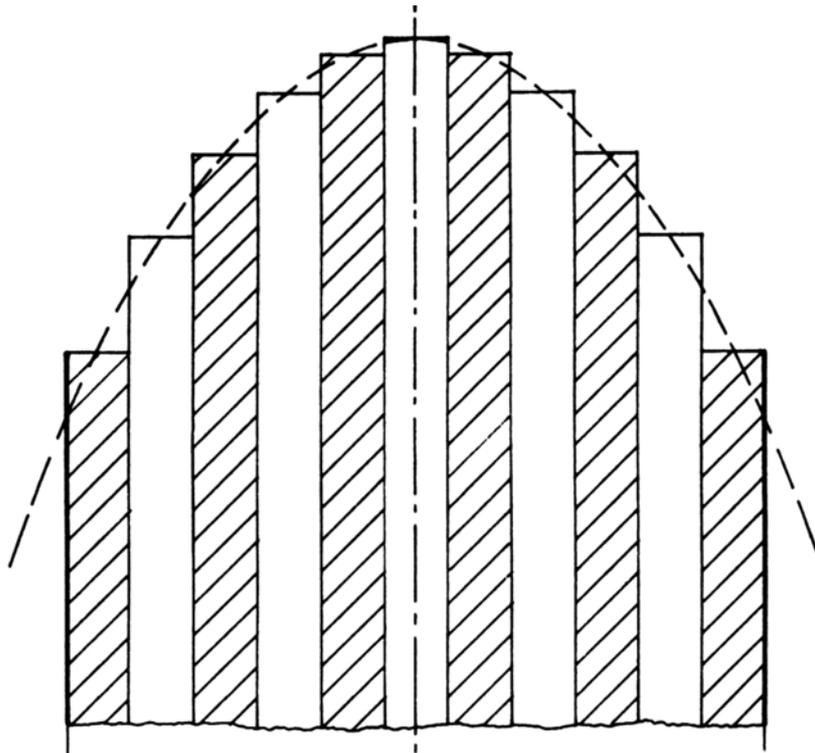
- 1 Lösslehm (mager)
- 2 Tonschiefer
- 3 Liasschiefer-ton für Hochlochziegel
- 4 Liasschiefer-ton für Hochlochziegel
- 5 Kaolin, Langendernbach
- 6 Steinzeugmasse
- 7 Mergelton für Vormauerziegel
- 8 Ton (plastisch) für Dachziegel
- 9 Septarienton für Hochlochziegel
- 10 Ton, kaolinitisch, als fettes Zusatzmaterial
- 11 Lösslehm-Letten-Masse für Dachziegel
- 12 Ton (plastisch), fettes Zusatzmaterial

**Bild 27: Bigotkurven keramischer Rohstoffe [46]**

Die Volumenabnahme in Abhängigkeit vom Feuchtegehalt ist in Bild 27 dargestellt. Hierin sind die Tone 1, 2 und 3 nur als magernde und 10 und 12 als fette Zusatzstoffe geeignet. Auch der Ton 6 ist für Ziegelton untypisch. Man erkennt, dass die lineare Trockenschwindung bis zu einem individuellen Grenzwert annähernd proportional zum Wasserentzug ist. Dabei stimmt der Proportionalitätsfaktor für die unterschiedlichen Kurven ungefähr überein. Diese Tatsache stützt die in Kapitel 3.3.2 entwickelten mathematischen Zusammenhänge.

## 2.8 Entstehung mechanischer Spannungen

Während der Trocknung entstehen aufgrund von Schwinddifferenzen mechanische Spannungen im Gut, die zu Rissbildungen führen können. Aufgrund der sich im Laufe der Trocknung einstellenden ungleichmäßigen Feuchteverteilung im Rohling ist die Schwindung entsprechend zum örtlichen Trocknungsfortschritt unterschiedlich weit vorangeschritten. Die Trocknung greift von außen an, daher besitzt das Gutinnere einen höheren Wassergehalt als der Außenbereich. Das heißt, die Schwindung läuft außen früher ab als im Innenteil des Gutes. Die Oberfläche ist bestrebt, sich zusammenzuziehen, wird aber vom Inneren daran behindert. So entstehen außen Zugspannungen und innen Druckspannungen. Wenn die Spannungen nicht mehr durch elastische Verformungen aufzufangen sind, kommt es zu plastischen Veränderungen der Rohlingsgeometrie, die sich beispielsweise als Verkrümmungen von Dachziegelrohlingen auswirken. Werden die Kräfte so groß, dass sie auch nicht mehr durch plastische Verformungen kompensierbar sind, entstehen Trockenrisse.



**Bild 28: Trocknung eines in Scheiben geschnittenen Rohlings**

Wenn man einen Ziegelrohling parallel zu den Längsseiten in dünne Scheiben schneidet, diese wieder aufeinander legt und mit Warmluft trocknet, so kommt es randnah nach Bild 28 bereits in einem frühen Stadium der Trocknung zu Längenun-

terschieden zwischen den einzelnen Scheiben. Je nach momentanem durchschnittlichen Wassergehalt sind die Scheiben um ein gewisses Maß geschwunden und nehmen dementsprechend eine bestimmte Länge ein. Daher ergibt sich die in Bild 28 zu erkennende bauchige Form des Scheibenturmes.

Stellt man sich einen Rohling nun nicht zerschnitten vor, so können sich Schichten unterschiedlichen Trocknungsfortschrittes nicht gleitend zueinander bewegen. Die durch die Schwindung entstehenden Kräfte sind bestrebt, die Nachbarschichten mitzunehmen beziehungsweise zurückzuhalten. Aufgrund dieser verhinderten Schwindungsunterschiede entstehen nun im äußeren Bereich Zugspannungen und in der Körpermitte Druckspannungen, die wie oben geschildert zu Rohlingsverkrümmungen oder Trockenrissen führen können. Die Grenzen der Belastbarkeit durch schwindungsbedingte Zugspannungen hängen in erheblichem Ausmaß von den Stoffeigenschaften der Rohlingsmasse ab. Die Entstehung der Risse und Verformungen wird ferner in entscheidender Weise durch die Rohlingsgeometrie und die hierdurch verursachten besonderen Gefährdungspotentiale geprägt.

Es ist nicht die Aufgabe dieser Arbeit, die Auswirkungen geometriebedingter Bruchmechanismen zu ergründen. Die vorgenommenen Forschungsarbeiten beschränken sich vielmehr darauf, die Auswirkungen von Veränderungen des Trocknungsprozesses und der trockenungsrelevanten Stoffeigenschaften auf die Entstehung von Schwinddifferenzen beziehungsweise Schwindgradienten bei der Trocknung festzustellen. Für jeden gewählten Ziegelton soll die Schwinddifferenz während des Trocknungsprozesses so klein wie möglich sein. Dann kann man hohe Trocknungsgeschwindigkeiten fahren, ohne die Produktqualität zu gefährden.

## **2.9 Verminderung der Trockenrissgefährdung**

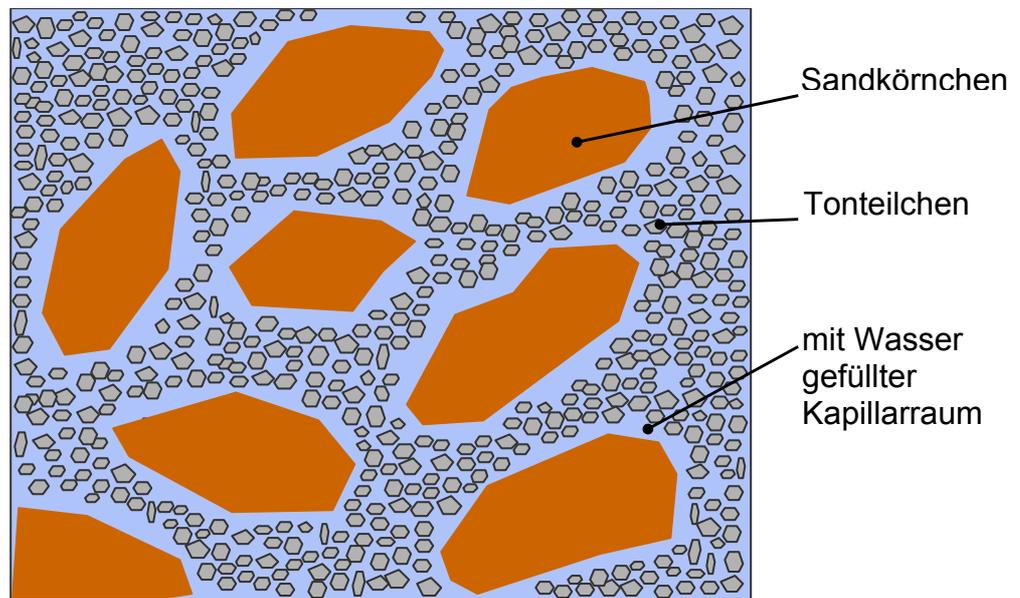
Dieser Forderung entsprechend ist bei der Optimierung von Trocknungsprozessen dafür zu sorgen, dass die maximalen Schwinddifferenzen innerhalb des Rohlings bei noch akzeptabler Trocknungsgeschwindigkeit so gering wie möglich sind. Die Trockenrissanfälligkeit lässt sich durch verschiedene Maßnahmen vermindern.

Eine in der Ziegelindustrie sehr häufig genutzte Möglichkeit besteht darin, den kapillaren Wassertransport durch Zugabe von Magerungsmitteln zu verbessern. Der Masse wird ein Anteil inerten Materials zugefügt, der nicht aus toniger Substanz besteht. Dieser nimmt folglich auch kein Anmachwasser auf und ist somit nicht an Schwindungsvorgängen beteiligt. Er vermindert die Bindigkeit der Masse und wird daher als Magerungsmittel bezeichnet. Häufig setzt man Quarzsand ein.

Er wird gegenüber anderen Stoffen bevorzugt, da er relativ preiswert ist. Vielfach werden auch Natursteinmehle und -sande in der Ziegelindustrie verwendet.

Hinsichtlich der Trocknung des mit Magerungsmitteln versetzten Ziegeltons ergeben sich Vorteile, da die Masse in einem kleineren Ausmaß schwindet und folglich einer geringeren Trockenrissanfälligkeit ausgesetzt ist. Diesen Vorteilen steht jedoch die oben erwähnte Verringerung der Bindigkeit entgegen. Es gilt also nur eine solche Menge an Magerungsmitteln zuzusetzen, die einerseits die Trockenrissanfälligkeit deutlich vermindert und andererseits die zur Formgebung erforderliche Plastizität in einem ausreichenden Maße erhält.

Als ein wesentliches Merkmal von Magerungsstoffen gilt ferner, dass diese im Allgemeinen aus kantigen Teilchen bestehen, die von den tonigen feinen Bestandteilen der Masse durch Wasserschichten getrennt sind. So entsteht zwischen den kantigen Teilchen der Magerungsmittel und den sie direkt umgebenden Tonpartikeln ein vergleichsweise großer Porenraum. Gegenüber den Tonpartikeln der Masse besteht also an den Oberflächen des Magerungsmittels eine Randgängigkeit für das beim Trocknungsvorgang durch die Masse hindurchwandernde Wasser.



**Bild 29: Ton- und Feinpartikel mit eingelagerten, inerten Magerungsstoffen**

Die zwischen den Tonteilchen vorhandenen Kapillaren sind sehr klein. Die Strömung des Wassers wird durch relativ starke Widerstände behindert, da es an den Teilchen haftet. Durch das Einführen von Magerungsstoffen entstehen größere Kapillarräume an den Teilchenoberflächen, wie in Bild 29 skizziert ist. Für das zu transportierende Wasser ergeben sich hier weitaus geringere Strömungswiderstän-

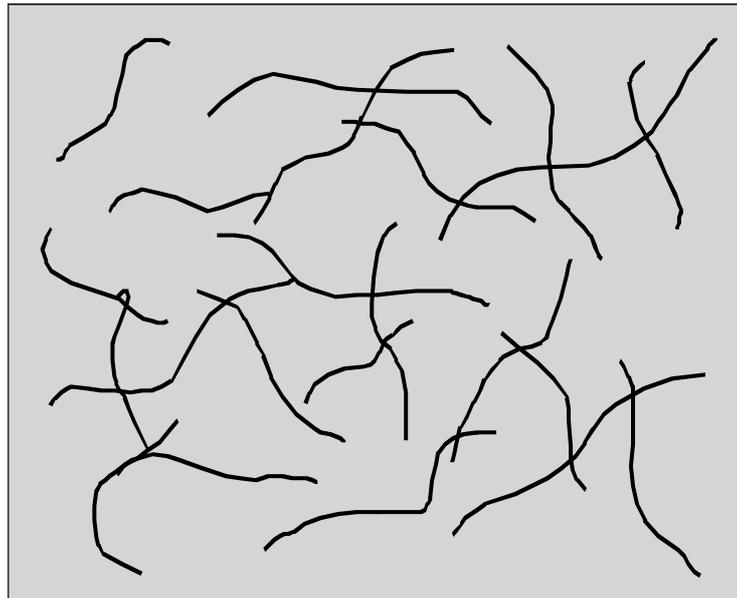
de, so dass größere Wassermengen schneller durch die Tonmasse fließen können. Dadurch kann im Formling schneller ein Feuchteausgleich geschaffen werden, das heißt der Schwinddifferenzen hervorrufende Feuchtegradient wird vermindert.

Hinzu kommt, dass die Tonpartikel innerhalb des ersten Trocknungsabschnitts aufgrund des Wasserverlustes aneinanderrücken. Da die Teilchen des Magerungsmittels hingegen ihre Form beibehalten, vergrößert sich die Randgängigkeit an den Oberflächen des Magerungsmittels. Der kapillare Wassertransport durch die Masse wird dadurch weiter begünstigt.

Eine Verminderung der Trockenrissgefährdung kann des Weiteren durch Zugabe verfilzender Stoffe, die die Bindigkeit der Masse erhöhen, erreicht werden. Der Zusatz faseriger Stoffe bewirkt eine Verfestigung der Ziegelmasse. Sie sind bewährte Mittel der Ziegelherstellung, mit denen der Trockenbruch vermindert und gleichzeitig die Dichte des gebrannten Scherbens herabgesetzt werden kann. Der Papierfangstoff, der auch zur Porosierung von wärmedämmenden Leichtziegeln eingesetzt wird, ist in der Ziegelindustrie der bekannteste. Papierfangstoffe sind Rückstände, die in den Produktionswässern bei der Papierherstellung in größeren Mengen anfallen und teilentwässert in Form von Filterkuchen mit Wassergehalten zwischen 50 und 80 Massenprozent zur Verfügung stehen. Die Feststoffsubstanz besteht zu etwa 1/3 Massenanteil aus organischen Fasern, der Rest aus sogenannten Füllstoffen wie Kreide und Kaolin. Eine ähnliche Wirkung erzielen auch andere faserige Stoffe, wie Sägespäne, Papierfasern, Strohhäcksel und Hanffasern.

Die oben genannten Stoffe werden auch als Zusätze zur Verminderung des baulichen Wärmeschutzes eingesetzt. Sie verbrennen beim Ziegelbrand und hinterlassen kleine Löcher, so dass sich ein poröser Ziegelscherben bildet. Dadurch wird der Scherben leichter, und seine Wärmeleitfähigkeit vermindert sich. Die üblichen Einsatzmengen dieser Porosierungsmittel sind je nach Art unterschiedlich.

Die Fasern besitzen eine hohe Zugfestigkeit. Sie bewirken in der Ziegelmasse eine Verankerung der Tonteilchen. So kommt es bei der Trocknung aufgrund der armierenden Wirkung der feinen Fasern zu einer beachtenswerten Verminderung der Trockenbruchanfälligkeit sowie zu einer Erhöhung der Trockenbiegezugfestigkeit. Wie man in Bild 30 erkennen kann, kommt den in der Tonmasse befindlichen Fasern eine ähnliche Bedeutung zu wie beispielsweise den in vielen Kunststoffen zur Festigkeitssteigerung eingelagerten Glasfasern. Papierfasern sind bei relativ großen Einsatzmengen teilweise miteinander verfilzt. Sie führen daher auch aufgrund der hierdurch bewirkten Verfestigung zu einer deutlichen Verminderung der Trockenbruchanfälligkeit.



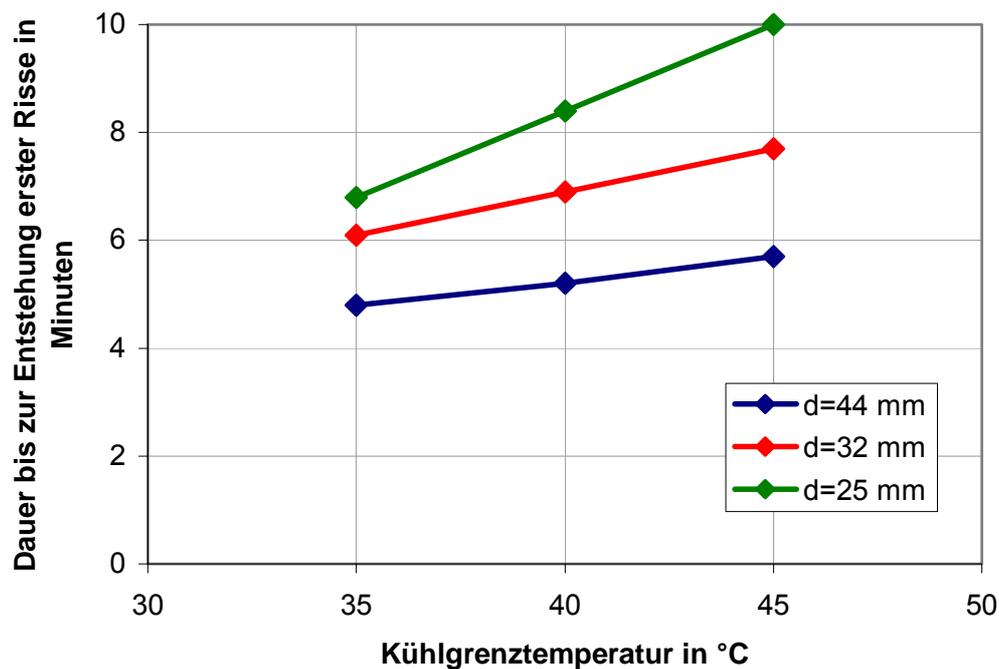
**Bild 30: Tonige Masse mit eingelagerten, die Masse verfestigenden Fasern**

Ferner lässt sich die Trockenrissgefährdung durch Herabsetzen der Zähigkeit von Wasser vermindern. Aus Bild 22 (Kapitel 2.5) ist zu entnehmen, dass ein deutlicher Anstieg der Feuchteleitfähigkeit mit steigender Temperatur erzielt wird. Das führt zu einem besseren Ausgleich des Wassergehaltes innerhalb des Rohlings. Daher können höhere Rohlingstemperaturen während der Trocknung die inneren Spannungen und somit die Rissgefährdung vermindern.

Im ersten Trocknungsabschnitt gleicht die Rohlingstemperatur der Kühlgrenztemperatur, welche ausschließlich vom Trocknerluftzustand, also von Lufttemperatur und relativer Luftfeuchte abhängt. Eine Erhöhung der Kühlgrenztemperatur kann man zum Beispiel durch Erhöhung der Zulufttemperatur, Stufentrocknung oder Befeuchtung der Kammerluft durch Dampfeinblasung erreichen [29]. Am günstigsten ist es, wenn sich die Formlingstemperatur zu Beginn der Trocknung bereits auf hohem Niveau befindet. Das kann durch Aufheizen der Masse beim Strangpressen durch Heißdampf oder durch Mikrowellen- oder Hochfrequenzerwärmung erreicht werden [29].

Am Institut für Ziegelforschung Essen e.V. wurden Untersuchungen zum Einfluss der Kühlgrenztemperatur auf die Trockenrissgefährdung an Rundstäben durchgeführt. Bild 31 zeigt, dass sich die bis zur Entstehung erster Risse vergangene Zeit bei einem 25 mm dicken Probekörper von 6,7 auf 10 Minuten verlängert, wenn man die Kühlgrenztemperatur von 35 auf 45°C anhebt. Bei größeren Durchmessern ist

dieser Effekt geringer. Erwartungsgemäß reißen dickere Probekörper früher als dünnere. Die Ergebnisse dürfen nicht auf noch höhere Temperaturen extrapoliert werden. Denn insbesondere ein weiteres Forschungsvorhaben, „Rohstoffanforderungen und Produktionsbedingungen zur extremen Schnelltrocknung und zum extremen Schnellbrand“ [110], wies nach, dass sehr hohe Rohlingstemperaturen (etwa ab 70°C) zu einer Verminderung der Rohlingsfestigkeit führen. Diese wirken sich hinsichtlich der Trockenrissempfindlichkeit stärker aus, als die mit der Temperaturzunahme erhöhte Feuchteleitfähigkeit.



**Bild 31: Einfluss der KGT auf die Rissgefährdung [29]**

## 2.10 Weitere Fachliteratur zur Trocknung von Ziegelrohlingen

Die allgemeinen Grundlagen der Trocknungstechnik beschreiben Krischer [21,47-49], Lykow [50], Keey [51], Kneule [22], Roth [52] und Gnielinski [53]. Über die Trocknung in verschiedenen Industriezweigen findet man eine Zusammenstellung von Kröll in [16]. Kröll [54] beschäftigt sich zusätzlich mit Trocknern und Trocknungsverfahren. Literatur zur Trocknung in der keramischen Industrie findet man in [27,39,41,55-66]. Speziell mit der Trocknung in der Ziegelindustrie befassen sich [29,30-32,67-71].

Den Wärme- und Stofftransport bei der Trocknung beschreiben Martin [72] und Göring [73].

In Werken von Krischer [21,49], Sommer [36], Cammerer [35], Mahler [38], Mostetzky [74] und Krus [37] ist die Thematik des Feuchtetransportes innerhalb kapillarporöser Güter dargestellt. Mit der Feuchtebewegung in keramischen Trocknungsgütern befassen sich [75-86].

Zur Problematik der Trockenschwindung und Trockenrissgefährdung keramischer Güter liegt Literatur in [87-98] vor. Kamei [99-101] führte umfangreiche Versuche an Tonen durch.

Mathematische Modelle zur Errechnung des Trocknungsvorgangs erstellten Schädler [102] und Ehret [103].

### 3 Mathematisches Modell

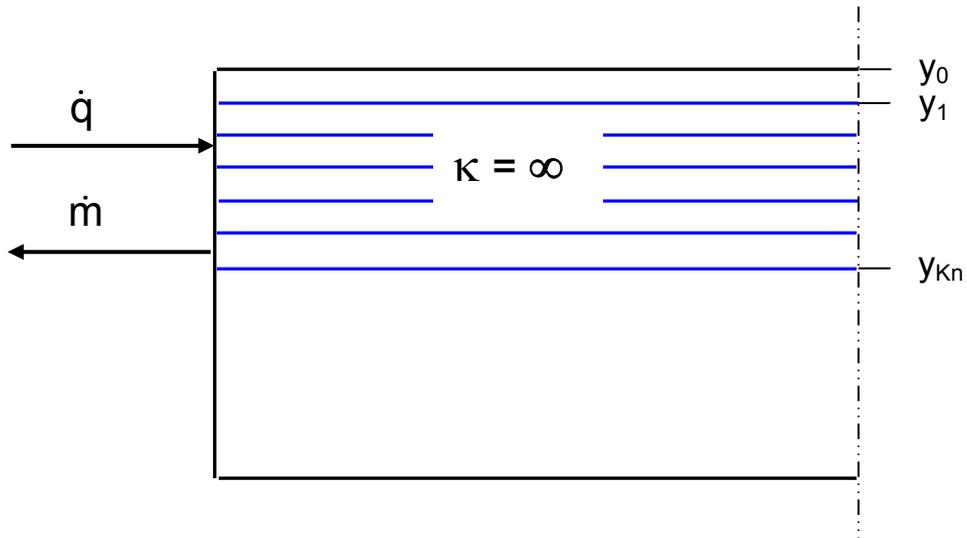
#### 3.1 Plattengeometrie

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wird ein mathematisches Modell erstellt, das die Vorgänge während der Trocknung in plattenförmigen Ziegelrohlingen berechnet. Bei Dachziegeln handelt es sich um Rohlinge, die in erster Näherung als plattenförmig angesehen werden können. Auch das Steggerüst von Hintermauerziegeln besteht – bei modernen Durchströmungstrocknern – aus beidseitig von Trocknerluft überströmten dünnen Stegen, wie in Kapitel 2.1 beschrieben. Daher ist die vorgenommene Einschränkung auf „symmetrisch plattenförmig“ für den größten Teil aller Ziegelrohlinge praxisnah. Für Vormauerziegel, Pflasterklinker und ähnliche Produkte gilt dies streng genommen nicht. Dennoch kann man davon ausgehen, dass für sie ebenfalls eine hinreichende Übereinstimmung zur Wirklichkeit bei Trocknungsvorgängen besteht, wenn sie als plattenförmig betrachtet werden. Denn auch hier dienen überwiegend die beiden großen Flächen zum Wärme- und Stoffaustausch. Aus diesem Grund wird sowohl bei dem zunächst vorgestellten vereinfachten Modell als auch für die Mathematik des verbesserten Modells stets vorausgesetzt, dass es sich um symmetrische Trocknung plattenförmiger Güter handelt.

Aufgrund der vielfältig miteinander verknüpften Beziehungen ist ein hierauf aufbauendes mathematisches Modell relativ komplex. Es wird daher zunächst angestrebt, durch die Einführung vereinfachender Grundannahmen einen Algorithmus zu entwickeln, der eine schnelle Ermittlung der Trocknungsvorgänge in plattenförmigen Ziegelrohlingen erlaubt.

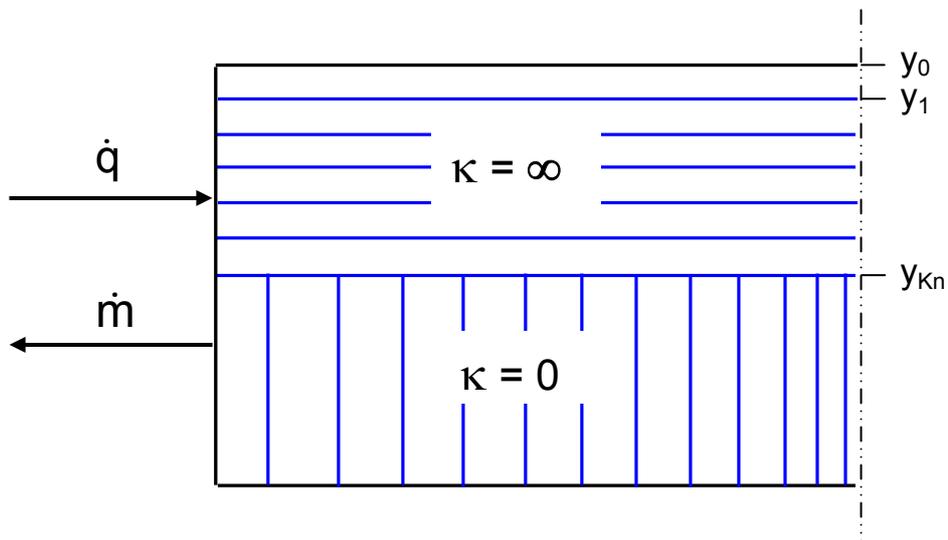
#### 3.2 Vereinfachtes Modell

Nach diesem Modell wird angenommen, dass der Knickpunkt, also der Übergang vom ersten in den zweiten Trocknungsabschnitt, bekannt ist. Die Knickpunktfeuchte ist somit mit  $y_{Kn}$  vorgegeben. Man geht vereinfachend davon aus, dass die Feuchteleitfähigkeit im ersten Trocknungsabschnitt, also bis zum Erreichen des Knickpunktes, außerordentlich groß ist ( $\kappa \rightarrow \infty$ ). Das an der Oberfläche verdunstende Wasser wird durch Feuchteleitung aus dem Inneren so schnell nachtransportiert, dass sich keine Feuchtedifferenzen über den Querschnitt des Gutes ergeben. Damit entsprechen die sich im Rohling zu äquidistanten Zeiten einstellenden Feuchteverteilungen den horizontalen Linien in Bild 32.



**Bild 32: Vereinfachte Modellvorstellung zum ersten Trocknungsabschnitt**

Nach dem Überschreiten des Knickpunktes sinkt die Feuchteleitfähigkeit rapide ab ( $\kappa \rightarrow 0$ ). Der Trocknungsspiegel wandert von der Rohlingsoberfläche ins Gutinnere. Es findet nur noch Dampfdiffusion durch die Poren des Gutes, jedoch keine Feuchteleitung mehr statt. [Bild 33](#) zeigt in seinem unteren Teil, wie sich der Trocknungsspiegel nach dem Erreichen der Knickpunktfeuchte  $y_{Kn}$  bei fortschreitender Trocknung immer weiter ins Gutinnere verlagert [21].



**Bild 33: Vereinfachte Modellvorstellung einschließlich des zweiten Trocknungsabschnittes**

Für den zweiten Trocknungsabschnitt basiert dieses Programm auf dem „shrinking core model“. Die bislang zur Absicherung der Rechenergebnisse erzielten Labor-messungen zeigen Übereinstimmungen mit den am Modell errechneten Daten zum Trocknungsverlauf. Aus diesem Grund fiel die Entscheidung für das „shrinking core model“. Des Weiteren ergeben sich große Übereinstimmungen bei der Entsäuerung von Kalkstein [104,105]. Beim Brennen von Kalkstein zersetzt sich Kalziumkarbonat zu Kalziumoxid und Kohlendioxid. Dieser Vorgang ist demjenigen der Wasserverdunstung im zweiten Trocknungsabschnitt ähnlich. Beim Kalk diffundiert das Kohlendioxid auf dem Weg von einer in das Innere wandernden Reaktionsfront durch die bereits entsäuerte Schale an die Oberfläche. Beim Ziegelrohling findet ein Verdunstungsvorgang am Trocknungsspiegel statt, von dem aus Wasserdampf durch die trockene, poröse Außenschicht des Rohlings diffundiert. In beiden Fällen wird die zur chemischen Reaktion beziehungsweise Wasserverdunstung erforderliche Energie als Wärmestrom durch die Außenschale an die Reaktionsfront geleitet. Dort fließt sie als Reaktionsenthalpie in den Prozess ein. Die Reaktionsfront schreitet während des Prozesses nach innen voran.

Erster Trocknungsabschnitt:

Von der Trocknerluft mit der Temperatur  $\vartheta_L$  wird Wärme konvektiv an den zu trocknenden Rohling übertragen:

$$\dot{q} = \alpha \cdot (\vartheta_L - \vartheta_{KG}). \quad (60)$$

Der Rohling nimmt die Kühlgrenztemperatur  $\vartheta_{KG}$  an, die ausschließlich von den im Trockner herrschenden Umgebungsbedingungen abhängt. Der Wärmeübergangskoeffizient lässt sich, wie in Kapitel 2.3.1 beschrieben, aus der Nusseltfunktion ermitteln.

Die an das Trockengut übergehende Wärme gleicht der Enthalpiezunahme des vom flüssigen in den dampfförmigen Zustand übergehenden Wassers. Die Massenstromdichte  $\dot{m}_{DI}$  des Wasserdampfes im ersten Trocknungsabschnitt errechnet sich aus dem Quotienten der Wärmestromdichte und der Verdampfungsenthalpie von Wasser. Er ist dem Koordinatensystem entgegen gerichtet und rechnerisch daher negativ. Unter diesem Aspekt folgt aus Gleichung (18):

$$\dot{m}_{DI} = -\frac{\dot{q}}{r}. \quad (61)$$

Die spezifische Verdampfungsenthalpie von Wasser bei 0°C beträgt 2500 kJ/(kg·K). Sie nimmt bei zunehmender Temperatur leicht ab, wird aber im Rahmen der hier interessierenden Temperaturbereiche stets mit  $r=r_0=2500$  kJ/kg in Ansatz gebracht.

Das einseitig trocknende Gut habe die Dicke  $s$ , die Dichte  $\rho_{tr}$  und die flächenbezogene Masse  $m_{tr}$  im trockenen Zustand. Für die Massenstromdichte der Wasserabgabe gilt:

$$\frac{dy}{dt} = -\frac{\dot{m}_{DI}}{m_{tr}} \quad (62)$$

und für den Wassergehalt des Rohlings:

$$\int_{y_{Kn}}^{y_{Anf}} dy = -\int_0^{t_{Kn}} \frac{\dot{m}_{DI}}{m_{tr}} \cdot dt. \quad (63)$$

Die Feststoffmasse errechnet sich aus:

$$m_{tr} = \rho_{tr} \cdot s. \quad (64)$$

Gleichung (63) lässt sich wie folgt vereinfachen:

$$\int_{y_{Kn}}^{y_{Anf}} dy = -\int_0^{t_{Kn}} \frac{\dot{m}_{DI}}{\rho_{tr} \cdot s} \cdot \Delta t. \quad (65)$$

Da die Massenstromdichte des Wasserdampfes im ersten Trocknungsabschnitt konstant ist, gilt:

$$y = y_{Anf} - \frac{\dot{m}_{DI}}{\rho_{tr} \cdot s} \cdot t. \quad (66)$$

Wenn die Rohlingsfeuchte auf  $y_{Kn}$  abgesunken ist, so wird der Knickpunkt erreicht. Dieser Zeitpunkt errechnet sich nach:

$$t_{Kn} = (y_{Anf} - y_{Kn}) \cdot \frac{\rho_{tr} \cdot s}{\dot{m}_{DI}}. \quad (67)$$

Zweiter Trocknungsabschnitt:

Im zweiten Trocknungsabschnitt kommt die Diffusion des Wasserdampfes vom Trocknungsspiegel durch die bereits getrocknete Außenschale zur Rohlingsoberfläche hinzu. Wie erwähnt wird in diesem vereinfachtem Modell angenommen, dass die Feuchteleitfähigkeit innerhalb des noch feuchten Kerns für den Gesamtvorgang vernachlässigbar ist, und man setzt sie auf Null.

Danach lässt sich die Dickenzunahme der Schicht  $s_{tr}$  zwischen der Oberfläche und dem Trocknungsspiegel innerhalb des zweiten Trocknungsabschnitts mit folgender Gleichung berechnen:

$$\frac{ds_{tr}}{dt} = \frac{\dot{m}_{DII}}{\rho_{tr} \cdot y_{Kn}} \quad (68)$$

Hierin wird die innerhalb eines Zeitschrittes  $dt$  vom Rohling abgegebene Wassermenge dem wassergefüllten Teilvolumen der im selben Zeitschritt entsprechend zunehmenden Außenschale gleichgesetzt. Im Gegensatz zum ersten Trocknungsabschnitt ist die Wassermassenstromdichte  $\dot{m}_{DII}$  im zweiten Trocknungsabschnitt von der Zeit abhängig, so dass eine einfache Integration wie in Gleichung (66) nicht möglich ist.

Von der Trocknerluft wird Wärme durch Konvektion an den Rohling übertragen, und innerhalb der trockenen Hülle findet Wärmeleitung bis zum Trocknungsspiegel statt. Für die Wärmestromdichte gilt:

$$\dot{q}(t) = \frac{1}{\frac{1}{\alpha} + \frac{s_{tr}(t)}{\lambda}} \cdot (\vartheta_L - \vartheta_K(t)). \quad (69)$$

Die Kerntemperatur  $\vartheta_K(t)$  ist zunächst noch unbekannt. Sie wird durch Iteration bestimmt. Für die Oberflächentemperatur gilt:

$$\vartheta_O(t) = \vartheta_L - \frac{\dot{q}(t)}{\alpha} \quad (70)$$

Die Trocknungsgeschwindigkeit lässt sich nach Gleichung (71) berechnen:

$$\dot{m}_{DII}(t) = -\frac{\dot{q}(t)}{r} \quad (71)$$

Natürlich ist der Diffusionsmassenstrom des Wasserdampfes durch die Poren der trockenen Hülle ebenso groß wie die Trocknungsgeschwindigkeit. Für den Diffusionsmassenstrom des Wasserdampfes gilt Gleichung (31) bei kleinen Partialdrücken des Wasserdampfes. Dieser ist hier jedoch negativ, da er dem Koordinatensystem entgegengerichtet ist:

$$\dot{m}_{DII} = -\frac{p}{R_D \cdot T} \cdot \frac{1}{\frac{1}{\beta} + \frac{\mu \cdot s_{tr}}{D}} \cdot (p_{DK} - p_{DL}). \quad (72)$$

Für  $\beta$  erhält man mit der in Gleichung (26) hergeleiteten Analogie

$$\frac{\alpha}{\beta} = \rho \cdot c_p \cdot \left(\frac{a}{D}\right)^{1-K3}. \quad (26)$$

Die Konstante K3 ist bei turbulenter Strömung etwa 0,42 [21].

Der temperaturabhängige Diffusionskoeffizient für Wasserdampf [26] beträgt:

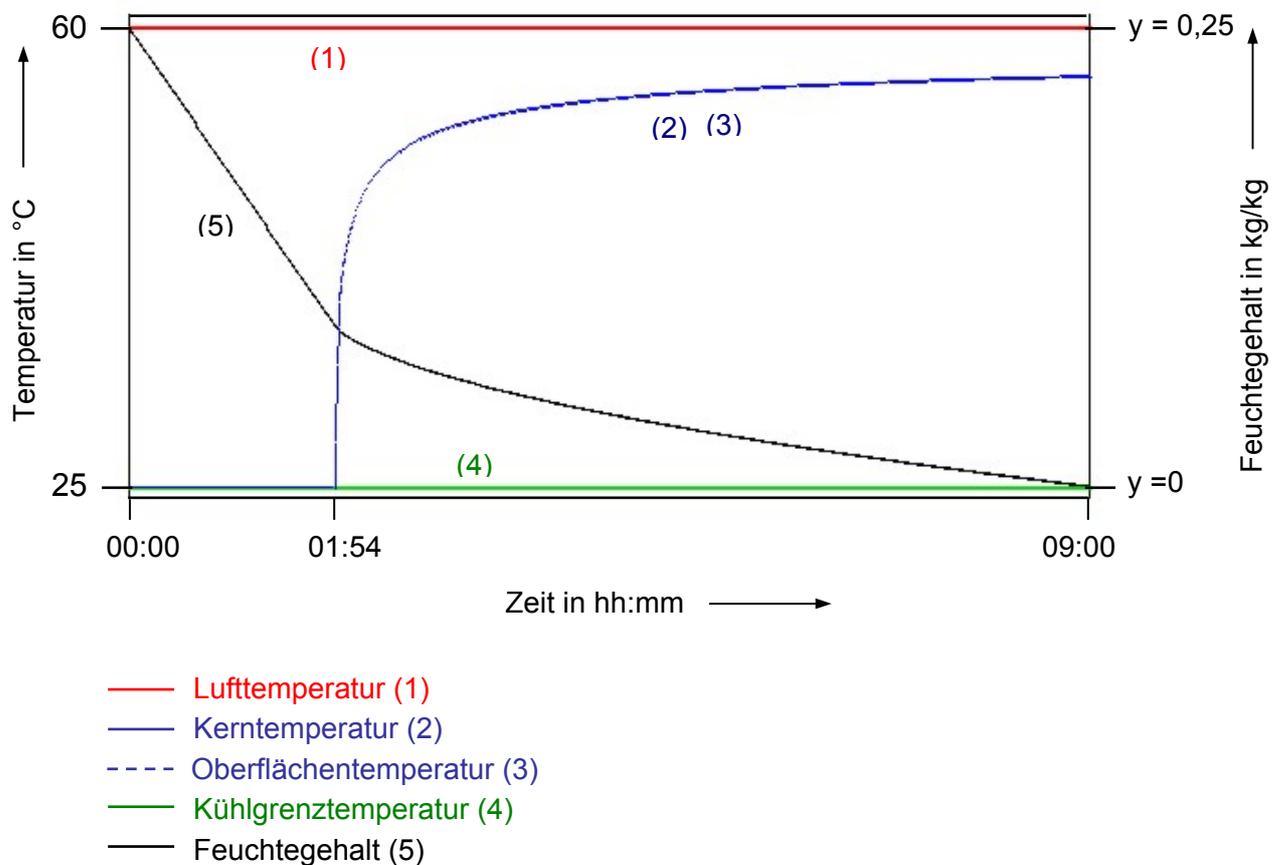
$$D = 22,6 \cdot 10^{-6} \frac{\text{m}^2}{\text{s}} \cdot \left(\frac{T}{273 \text{ K}}\right)^{1,74}. \quad (73)$$

Für die Rechnungen wird ein Luftdruck von  $10^5$  Pa angenommen. Der Umgebungsdampfdruck entspricht den Umgebungsbedingungen der Trockneratmosphäre.

Zum Start einer Iteration für die Bestimmung der Kerntemperatur werden ein Minimal- und ein Maximalwert angenommen. Der denkbar kleinste Wert ist die Kühlgrenztemperatur und der maximale Wert der Siedepunkt des Wassers beim Umgebungsdruck. Zwischen beiden wird mittels Intervallhalbierung interpoliert, bis die sich aus dem zugeleiteten Wärmestrom ergebende Trocknungsgeschwindigkeit mit dem Diffusionsmassenstrom übereinstimmt. Wenn auf diese Weise die Kerntemperatur bekannt ist, kann die Oberflächentemperatur des Gutes nach Gleichung (70) berechnet werden. Im Kern herrscht der zur Kerntemperatur zugehörige Sättigungsdampfdruck. Der Wassergehalt des Körpers lässt sich durch numerische Integration aus Gleichung (65) ermitteln.

Dieses vereinfachte Programm hat einige Schwachstellen. Es kann nicht berechnen, wann der Knickpunkt vom ersten zum zweiten Trocknungsabschnitt erreicht

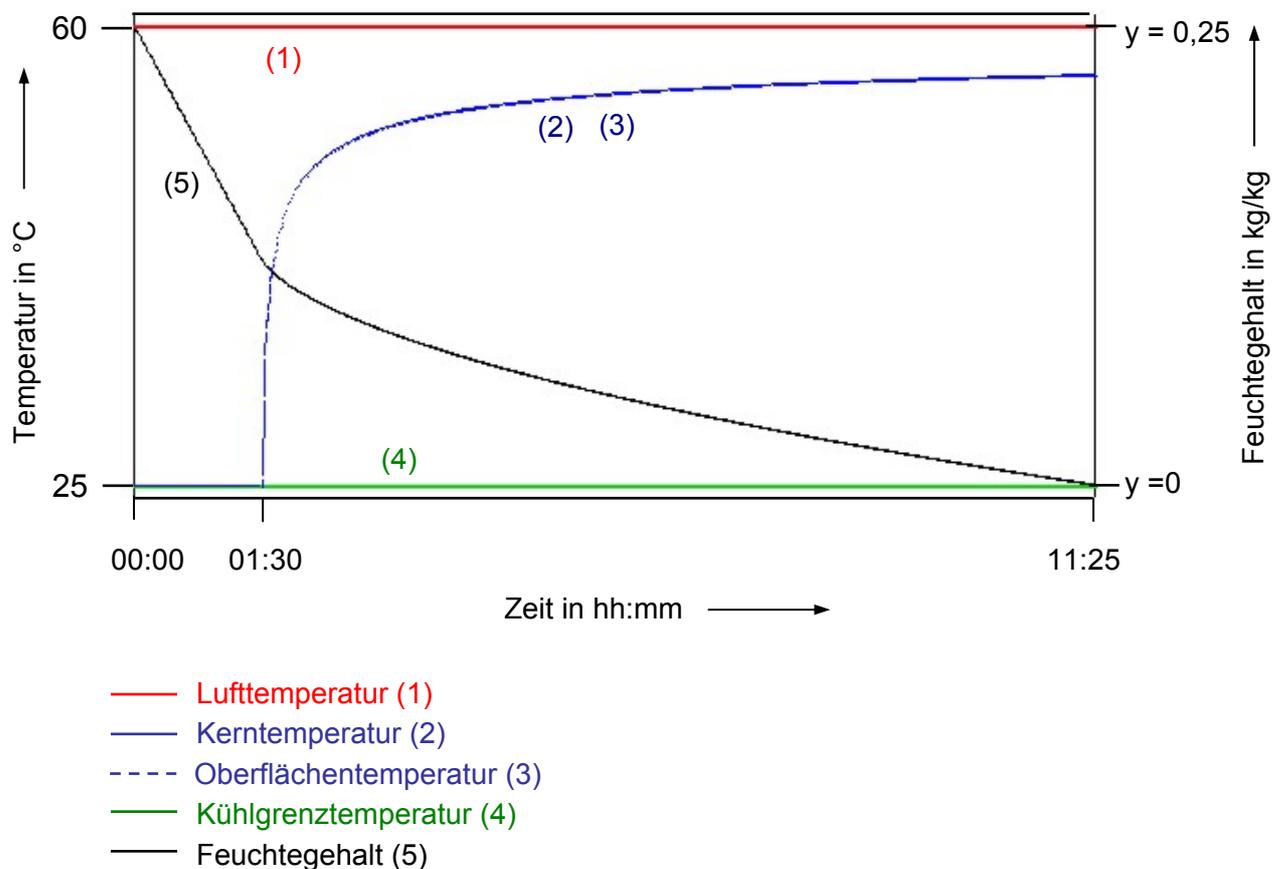
wird. Da die Feuchteleitfähigkeit im ersten Trocknungsabschnitt vereinfachend als unendlich gut angenommen wird, würde der erste Trocknungsabschnitt bis zur vollständigen Trocknung des Rohlings dauern, wenn nicht der Knickpunkt bei einer bestimmten Gutfeuchte vorgegeben würde. In der Regel ist die Lage des Knickpunktes aber nicht bekannt. Die Eingabe verschiedener Werte führt zu sehr unterschiedlichen Ergebnissen hinsichtlich der Trocknungsdauer. Des Weiteren strömt im zweiten Trocknungsabschnitt nach diesem Modell dem nach innen wandernden Trocknungsspiegel kein Wasser entgegen. Daher ergibt sich für den zweiten Trocknungsabschnitt eine sehr große Zeitdauer.



**Bild 34: Trocknungssimulation für eine 20 mm dicke Platte mit einer Knickpunktfeuchte von 0,09 kg/kg nach dem vereinfachten Modell**

Bild 34 zeigt den berechneten Trocknungsverlauf einer Rohlingsplatte mit einer Dicke von 20 mm. Darin ist die Trocknerlufttemperatur sowie die Kühlgrenztemperatur dargestellt. Darüber hinaus sind der Feuchtegehalt des Trockengutes und seine Kerntemperatur über die Zeit aufgetragen. Es wird bei einer Lufttemperatur von 60°C und einer Kühlgrenztemperatur von 25°C getrocknet. Der Formling habe eine Anfangsfeuchte von 0,25 kg/kg, eine Rohdichte im trockenen Zustand von

1800 kg/m<sup>3</sup> und eine Wärmeleitfähigkeit von 1,2 W/(m·K). Der Wärmeübergangskoeffizient ist mit 30 W/(m<sup>2</sup>·K) angenommen. Die Diffusionswiderstandszahl betrage 10. Dieser Wert ergibt sich für eine offene Porosität von 0,25 und eine Tortuosität von 2,5. Der Übergang vom ersten zum zweiten Trocknungsabschnitt soll erreicht werden, wenn das Gut eine Feuchte von 0,09 kg/kg hat. Bei der Berechnung ergibt sich eine Trocknungszeit von 09:00 Stunden. Der erste Trocknungsabschnitt ist nach 01:54 Stunden beendet. Im zweiten Trocknungsabschnitt steigt die Oberflächentemperatur auf 57,0°C an, die Kerntemperatur erreicht 56,3°C und lässt sich demnach in Bild 34 nicht von der Oberflächentemperatur unterscheiden.



**Bild 35: Trocknungssimulation für eine 20 mm dicke Platte mit einer Knickpunktfeuchte von 0,125 kg/kg nach dem vereinfachten Modell**

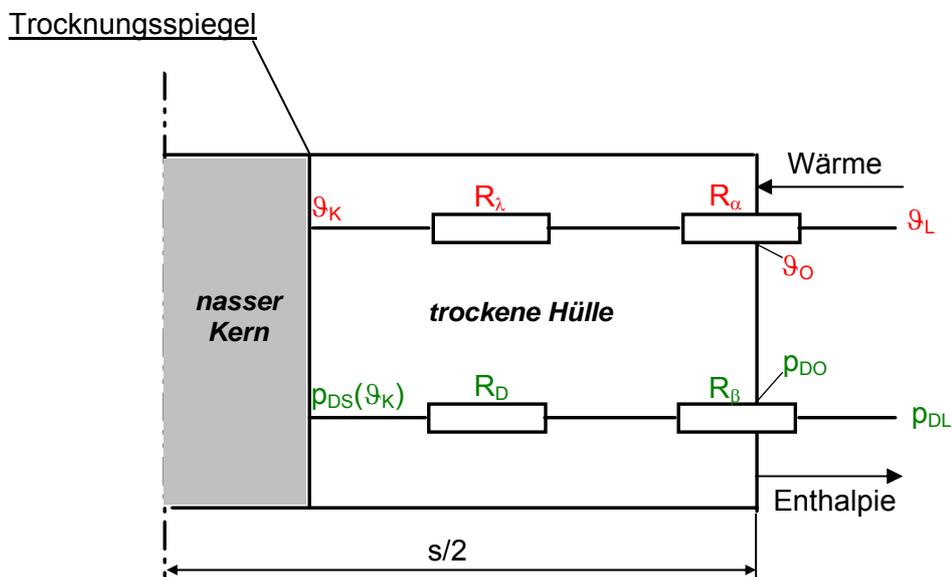
Wenn der Übergang vom ersten zum zweiten Trocknungsabschnitt schon bei einer Feuchte von 0,125 kg/kg erreicht wird (Bild 35), so erhöht sich die Trocknungsdauer auf 11:25 Stunden. Der erste Trocknungsabschnitt wird auf 01:30 Stunden verkürzt.

Tabelle 1 zeigt, wie sich die Trocknungszeiten bei verschiedenen Knickpunktfeuchten unterscheiden. Es ist zu erkennen, dass die Abweichungen erheblich sind.

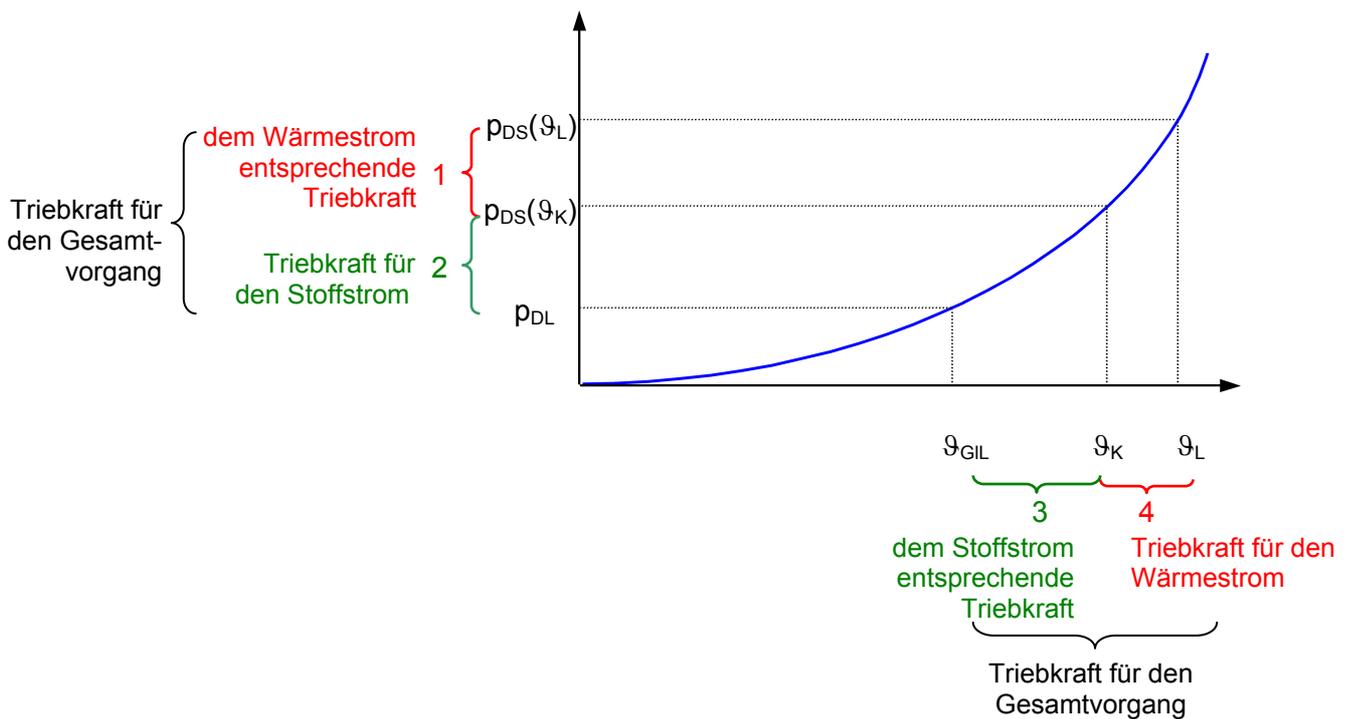
Knickpunktfeuchte in kg/kg	0,05	0,09	0,125
Trocknungsdauer in hh:mm	06:20	09:00	11:25
Dauer des ersten Tro.-Ab. in hh:mm	02:24	01:54	01:30

**Tabelle 1: Trocknungszeiten bei verschiedenen Knickpunktfeuchten nach dem vereinfachten Modell**

Auffällig ist der in den Bildern 34 und 35 erkennbare steile Temperaturanstieg nach dem Ende des ersten Trocknungsabschnittes. Zur Erklärung sollen im Folgenden die den zeitlichen Ablauf des Trocknungsvorgangs bestimmenden Transportwiderstände betrachtet werden. Der Trocknungsprozess besteht aus vier Transportvorgängen, die zueinander in Reihe geschaltet sind. Somit existieren auch vier Widerstände, der Wärmeübergangswiderstand  $R_\alpha$ , der Wärmeleitungswiderstand  $R_\lambda$ , der Diffusionswiderstand  $R_D$  und der Stoffübergangswiderstand  $R_\beta$ . Diese sind in Form eines Ersatzschaltbildes (Bild 36) anschaulich dargestellt.



**Bild 36: Ersatzschaltbild der Transportvorgänge [104]**



**Bild 37: Gleichgewichtszustände auf der Dampfdruckkurve**

Triebkraft für den Wärmestrom ist die Temperaturdifferenz 4 (siehe Bild 37) zwischen der Luft- und der Kerntemperatur und für den Stoffstrom die Differenz 2 zwischen dem am Kern herrschenden Dampfdruck und dem Dampfdruck der Umgebungsluft. Projiziert man diese beiden Differenzen an die Dampfdruckkurve, dann entspricht die Temperaturdifferenz 4 der Dampfdruckdifferenz 1. Die Dampfdruckdifferenz 2 entspricht analog der Temperaturdifferenz 3. So kann man den Trocknungsprozess wahlweise als einen effektiven Stofftransportvorgang oder einen effektiven Wärmetransportvorgang betrachten. In diesem Fall wird er als ein Wärmetransportvorgang angesehen und als Triebkraft wird somit die Temperaturdifferenz betrachtet. Die Widerstände für den Stofftransport und den Wärmetransport unterscheiden sich durch den Term  $\frac{R_D \cdot T}{r \cdot \sigma}$  mit [104]:

$$\sigma = \frac{p_{DS}(\vartheta_L) - p_{DS}(\vartheta_K)}{\vartheta_{GIL} - \vartheta_K} \quad (74)$$

$\vartheta_{GIL}$  ist die Gleichgewichtstemperatur, bei der der Dampfdruck gleich dem Partialdruck  $p_{DL}$  der Umgebung ist.

Für die Einzelwiderstände gilt [104]:

$$R_{\alpha} = \frac{1}{\alpha} \quad (75)$$

$$R_{\lambda} = \frac{s_{tr}}{\lambda} \quad (76)$$

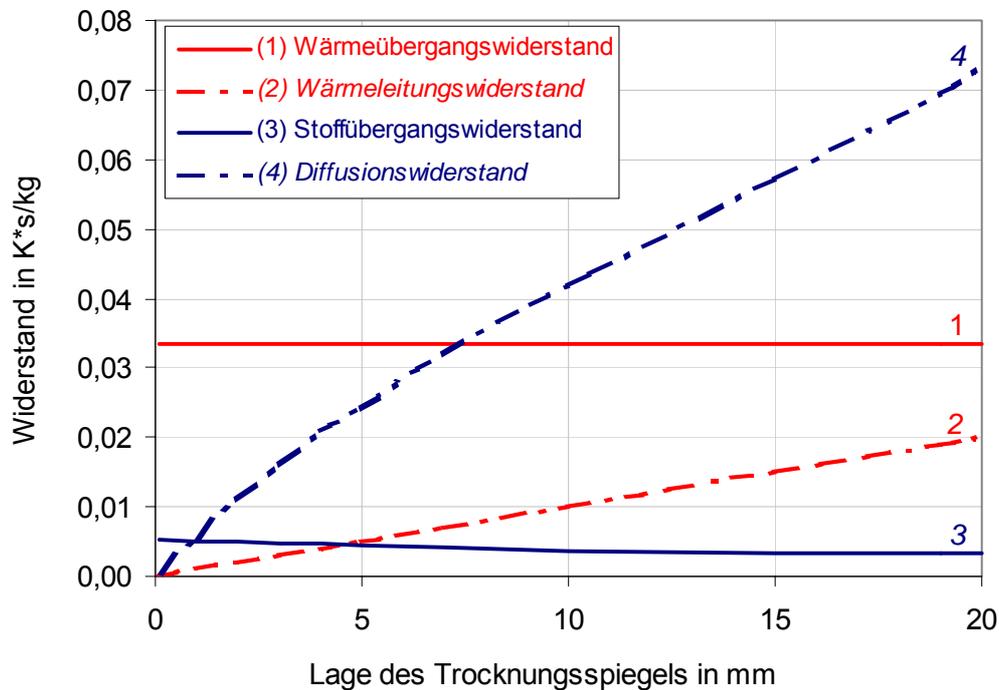
$$R_{\beta} = \frac{1}{\beta} \cdot \frac{R_D \cdot T}{r \cdot \sigma} \quad (77)$$

$$R_D = \frac{s_{tr}}{D} \cdot \frac{R_D \cdot T}{r \cdot \sigma} \quad (78)$$

Man erkennt, dass der Wärmeübergangswiderstand und der Stoffübergangswiderstand nicht von der Lage des Trocknungsspiegels abhängig sind. Dem gegenüber nehmen der Diffusionswiderstand und der Wärmeleitungswiderstand mit dem sich ins Gutinnere zurückziehenden Trocknungsspiegel entsprechend Bild 36 zu. So verlieren der Wärmeübergangs- und der Stoffübergangswiderstand im Laufe der Trocknung an Bedeutung. Man sieht in Bild 36, dass der Wärmeübergangswiderstand für das dort gezeigte Beispiel innerhalb der ersten 7 mm gegenüber allen anderen Einflussgrößen dominiert. Erst danach stellt die Diffusion den größten Einzelwiderstand dar, der Wärmeübergangswiderstand verliert an Bedeutung. Der Wärmeleitwiderstand steigt mit der Verlagerung des Trocknungsspiegels ins Gutinnere nur relativ langsam an und bleibt beständig von untergeordneter Bedeutung. Der Stoffübergangswiderstand ist während des gesamten zweiten Trocknungsabschnittes so niedrig, dass er vernachlässigbar ist.

Bild 37 zeigt den prozentualen Anteil der Einzelwiderstände am Gesamtwiderstand, der sich für die in Bild 34 gezeigte Simulation ergibt. In diesem ist deutlich zu erkennen wie der anfangs hohe Wärmeübergangswiderstand relativ schnell vom Diffusionswiderstand übertroffen wird. Das heißt bei sehr geringen Abständen zwischen der Oberfläche und dem Trocknungsspiegel dominiert der Wärmeübergangswiderstand, während die Stofftransportwiderstände nur eine geringe Rolle spielen. Bei sehr dünnen Platten kann der Stofftransport bei Berechnungen des Trocknungsverlaufes daher vernachlässigt werden. Bei dicken Platten ist hingegen wenige Millimeter nach dem Eindringen des Trocknungsspiegels vorwiegend der Diffusionswiderstand für den Trocknungsverlauf verantwortlich. Folglich kann bei dicken Gütern der Wärmetransport für Trocknungsberechnungen als unerheblich angesehen werden. Ziegel liegen im Allgemeinen mit ihren Materialdicken zwischen

den Extremen, so dass die vereinfachenden Annahmen, wie sie für sehr dünne bzw. sehr dicke Platten gelten, hier nicht angewandt werden dürfen.

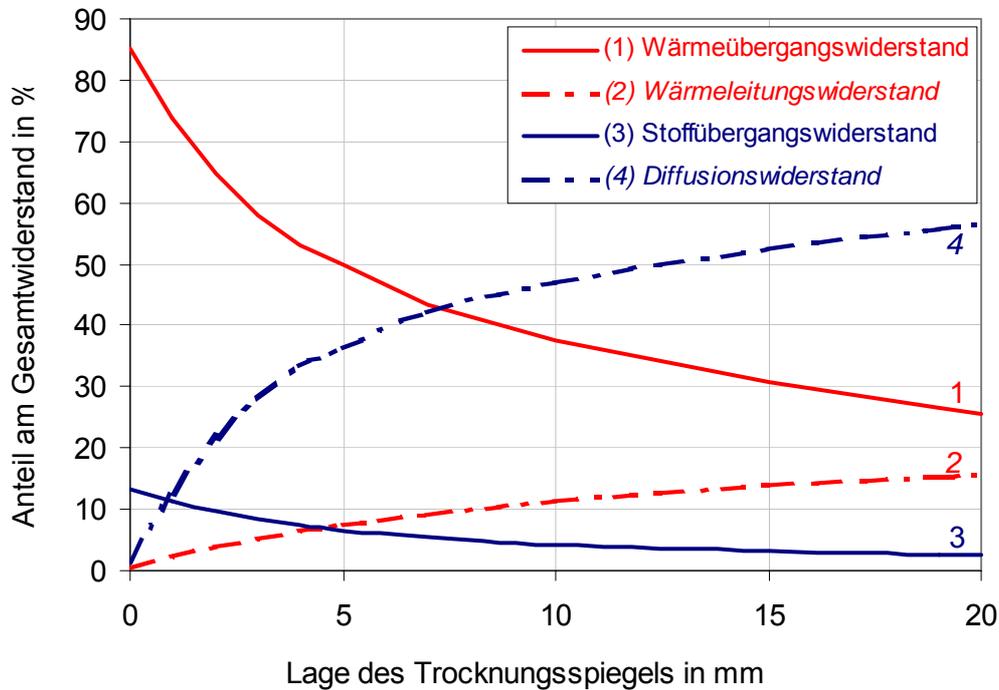


**Bild 36: Darstellung der Einzelwiderstände am Beispiel der in Bild 34 dargestellten Trocknungssimulation**

Für die in Bild 34 gezeigte Simulationsrechnung ergeben sich die in Bild 36 dargestellten Widerstände. Am Anfang des zweiten Trocknungsabschnittes ist der Wärmeübergangswiderstand im Vergleich zu den übrigen drei betrachteten sehr groß. Sein Anteil am Gesamtwiderstand beträgt zu diesem Zeitpunkt etwa 85 %. Im Laufe des Trocknungsfortschrittes gewinnt die Diffusion zunehmend an Bedeutung. Bei einem Abstand zwischen der Oberfläche und dem Trocknungsspiegel von etwa 7 mm sind der Wärmeübergangs- und der Diffusionswiderstand hier gleich groß. Von da an dominiert die Diffusion. Der Anteil des Diffusionswiderstandes am Gesamtwiderstand steigt in diesem Beispiel auf circa 55 % an, wenn der Trocknungsspiegel um 19 mm in den Rohling eingedrungen ist. Der Wärmeübergangswiderstand macht dann nur noch etwa 25 % des Gesamtwiderstandes aus.

Der Stoffübergangs- und der Wärmeleitungswiderstand sind vergleichsweise klein. Bei  $s_{tr}=0,1mm$  nimmt der Stoffübergangswiderstand einen Anteil von etwa 12 % des Gesamtwiderstandes ein, am Ende der Trocknung nur noch circa 3 %. Der Stoffübergang ist demnach bereits kurz nach dem Eindringen des Trocknungsspie-

gels gegenüber dem Diffusionswiderstand zu vernachlässigen. Daher soll er in dem komplexeren Modell nicht berücksichtigt werden.



**Bild 37: Anteile der Einzelwiderstände am Gesamtwiderstand am Beispiel der in Bild 34 dargestellten Simulation**

Der Wärmeleitwiderstand nimmt mit fortschreitender Trocknung zu. Sein Anteil am Gesamtwiderstand steigt in diesem Beispiel bis auf etwa 15 % bei Erreichen des Trocknungsendes an. Er ist somit nicht vernachlässigbar klein und wird in dem in Kapitel 3.3 beschriebenen Rechenmodell berücksichtigt.

Aufgrund des ansteigenden Diffusionswiderstandes im zweiten Trocknungsabschnitt kommt es zu der in Bild 34 ersichtlichen starken Temperaturzunahme nach dem Ende des ersten Trocknungsabschnittes.

Wie erwähnt führt dieses Programm bereits aufgrund des unbekanntes Knickpunktes zu ungenauen Ergebnissen. Daher wird es für erforderlich gehalten, den Feuchteleitkoeffizienten in die Rechnungen mit einzubeziehen, um den Knickpunkt zu berechnen. Dieses ist auch aus folgendem Grund unumgänglich. Und zwar würde der Trocknungsspiegel bei Gültigkeit des in diesem Kapitel vorgestellten vereinfachten Modells mit abnehmender Geschwindigkeit in das Rohlingsinnere hineinwandern, da der Diffusionswiderstand  $R_D$  mit dem Abstand des Trocknungsspiegels zur Oberfläche  $s_{tr}$  zunimmt. Bei Berücksichtigung der Feuchteleitung, durch die das

Wasser dem wandernden Spiegel entgegen eilt, nimmt jedoch die Geschwindigkeit der Spiegelwanderung im Laufe der Trocknung nicht ab, sondern beständig zu. Im Vorgriff auf Bild 43 aus Kapitel 3.3.4 sei darauf hingewiesen, dass sich hieraus eindeutig eine Zunahme dieser Geschwindigkeit zwischen dem Beginn und dem Ende des zweiten Trocknungsabschnittes ergibt. Dadurch errechnet sich die Dauer des zweiten Trocknungsabschnittes wirklichkeitsgetreu wesentlich kürzer als auf Basis des vereinfachten Rechenmodells. Der Anwendungsnutzen des vereinfachten Modells ist daher äußerst zweifelhaft. Da es jedoch zu wesentlichen Erkenntnissen hinsichtlich des Einflusses der verschiedenen Transportwiderstände außerhalb des Trocknungsspiegels führt, kommt ihm dennoch eine Bedeutung für die Erstellung des im Rahmen dieser Arbeit entwickelten Rechenprogramms zu.

### **3.3 Komplexeres Modell**

Aufgrund der Unzulänglichkeiten des oben dargestellten vereinfachten Modells wird nunmehr der Feuchte-transport innerhalb des gesamten Rohlings – im ersten Trocknungsabschnitt – oder des noch feuchten Kerns – im zweiten Trocknungsabschnitt – in die Berechnungen einbezogen.

#### **3.3.1 Feuchteabhängigkeit des Feuchteleitkoeffizienten**

Dem Bourry-Diagramm entsprechend findet bei der Trocknung von Ziegelton eine Verengung der Kapillaren statt, weil die Masseteilchen unter Verlust des sie umhüllenden Wassers näher zusammenrücken. Dies geschieht so lange, bis sie sich bei Erreichen eines Grenzfeuchtegehaltes  $\Psi_{Gr}$  gegenseitig berühren und aufeinander abstützen. Bei Feuchtegehalten zwischen der Anfangsfeuchte  $\Psi_0$  und der Grenzfeuchte  $\Psi_{Gr}$  wird der durch die Trocknung eintretende Wasserverlust volumetrisch allein durch die Rohlings-schwindung kompensiert.

Wenn die Trocknung unterhalb dieser Grenzfeuchte  $\Psi_{Gr}$  weiter voranschreitet, so wird der Volumenverlust durch das Eindringen von Luft in den Rohling ausgeglichen. Das geschieht dadurch, dass dünnere Kapillaren zuerst das Wasser aus den dicksten Kapillaren saugen. Diese füllen sich dadurch von außen mit Luft und sind somit nicht mehr am Wassertransport beteiligt. Später fallen auch die Kapillaren mittleren Durchmessers trocken, bis schließlich nur noch sehr dünne Kapillaren für den Wassertransport an die Rohlingsoberfläche übrig bleiben. Durch das Trockenfallen der Kapillaren kommt es zu einem stark zunehmenden Strömungswiderstand für das an die Gutoberfläche geleitete Wasser. Das führt zu einem rasanten Abfall

der Feuchteleitfähigkeit mit abnehmender Feuchte. Wenn die wassergefüllten Kapillaren nur noch einen sehr geringen Anteil einnehmen, geht der Wassergehalt entsprechend gegen Null. Der Feuchteleitkoeffizient strebt dabei durch die stark eingegengten Strömungsquerschnitte und die dadurch zugleich verursachten Reibungskräfte ebenfalls auf Null zu.

Oberhalb des Grenzfeuchtegehaltes steht dem in Richtung zur Rohlingsoberfläche strömenden Wasser das gesamte mit Wasser gefüllte Teilvolumen des Rohlings zur Verfügung. Der durchströmbare Querschnittsanteil gleicht dabei dem Volumenanteil  $\Psi$ , den das Wasser am Gesamtvolumen des nassen Rohlings einnimmt [106]:

$$\Psi = \frac{A_K}{A} \quad (79)$$

Hierin ist  $A_K$  der Querschnitt der zum Wassertransport dienenden Kapillaren und  $A$  der Gesamtquerschnitt. Dabei gilt [21]:

$$\Psi \cdot \rho_W = y \cdot \rho_{tr} \quad (80)$$

$\rho_{tr}$  beschreibt die Partialdichte des Feststoffes beim momentanen Feuchtegehalt und  $\rho_W$  die Dichte von Wasser.

Die Wasserbewegung innerhalb des Rohlings geschieht gegen die dort herrschenden Reibungskräfte. Nach dem Hagen-Poiseuille'schen Gesetz folgt für die Strömungsgeschwindigkeit  $w$ , dass diese unter sonst gleichen Bedingungen proportional zum durchströmbaren Querschnitt  $A_K$  (beziehungsweise zum Quadrat des Strömungsradius) und damit zum Wassergehalt  $\Psi$  ist:

$$w \sim \Psi \quad (81)$$

Für die durch den Querschnitt  $A_K$  strömende Wassermenge ergibt sich folgende Beziehung:

$$\dot{M} = w \cdot A_K \cdot \rho_W \quad (82)$$

Errechnet man hieraus die auf den Gesamtquerschnitt  $A$  bezogene Massenstromdichte  $\dot{m}$ , so ist der in Gleichung (82) genannte Massenstrom durch den Gesamtquerschnitt zu dividieren:

$$\dot{m} = w \cdot \frac{A_K}{A} \cdot \rho_W \cdot \quad (83)$$

Man erkennt, dass die Massenstromdichte nach dem Zusammenhang der Gleichungen (79), (81) und (83) zwei mal proportional zum Volumenanteil  $\Psi$  des im Rohling enthaltenen Wassers ist. Es gilt also:

$$\dot{m} \sim \psi^2 \quad \text{für } \Psi \geq \Psi_{Gr}. \quad (84)$$

Wie in Kapitel 2.5 beschrieben ist der Feuchteleitkoeffizient  $\kappa$  definiert mit:

$$\dot{m} = -\kappa \cdot \rho_W \cdot \frac{d\Psi}{dz}, \quad (50)$$

wobei die Feuchteleitfähigkeit  $\kappa$  in hohem Maße vom Wassergehalt  $\Psi$  abhängig ist.

Für jeden frei gewählten Feuchtegradienten  $d\Psi/dz$  ist die Wassermassenstromdichte  $\dot{m}$  nach Gleichung (50) direkt proportional zum Feuchteleitkoeffizienten. Nach dieser Darstellung, Gleichung (84), ist sie darüber hinaus auch direkt proportional zum Quadrat des Wassergehaltes  $\Psi$ .

Kennt man also den Feuchteleitkoeffizienten  $\kappa_R$  für einen frei gewählten Referenzwassergehalt  $\Psi_R$  oberhalb des Grenzwassergehaltes, so lässt sich demnach folgende Formulierung herleiten:

$$\kappa = \kappa_R \cdot \left( \frac{\Psi}{\Psi_R} \right)^2 \quad \text{für } \Psi \geq \Psi_{Gr}. \quad (85)$$

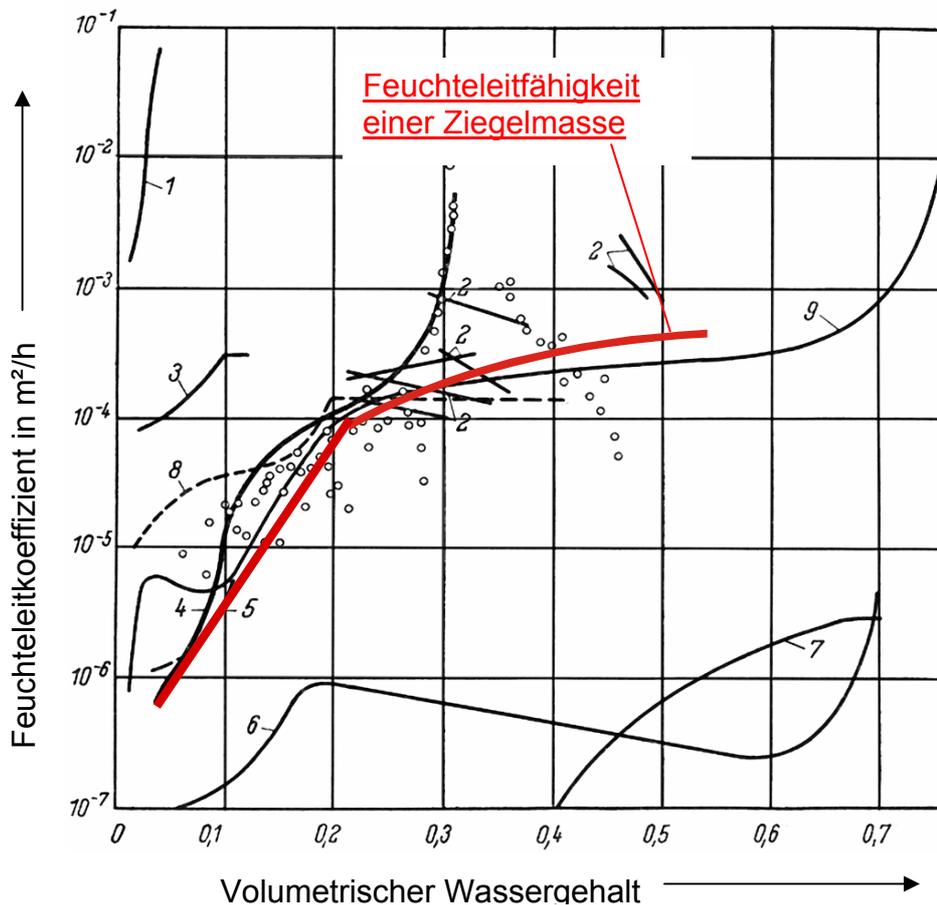
So ergibt sich für den Wassermassenstrom:

$$\dot{m} = -\kappa_R \cdot \left( \frac{\Psi}{\Psi_R} \right)^2 \cdot \rho_W \cdot \frac{d\Psi}{dz} \quad (86)$$

Für den Feuchteleitkoeffizienten beim Grenzwassergehalt gilt:

$$\kappa_{Gr} = \kappa_R \cdot \left( \frac{\Psi_{Gr}}{\Psi_R} \right)^2 \quad (87)$$

Wird der Grenzwassergehalt unterschritten, so beginnt Luft in das Porensystem einzudringen, und es kommt zu dem aus Bild 19 für Tone ersichtlichen, im halb-logarithmischen Maßstab ungefähr linearen Abfall des Feuchteleitkoeffizienten.



**Bild 38: Bild 19 [21] mit zusätzlich eingezeichnete Kurve, die den Verlauf der Feuchteleitfähigkeit einer Ziegelmasse nach dem hier vorgestellten Modell beschreibt**

Die Steigung der in Bild 38 erkennbaren Gerade unterhalb des Grenzwassergehaltes ist für die Kenntnis des Trocknungsverlaufes nicht auf sehr hohe Genauigkeit angewiesen. Die Steigung lässt sich mit  $10^{6,7 \cdot (\Psi - \Psi_{Gr})}$  angeben, so dass gilt:

$$\kappa = \kappa_R \cdot \left( \frac{\Psi_{Gr}}{\Psi_R} \right)^2 \cdot 10^{6,7 \cdot (\Psi - \Psi_{Gr})} \quad \text{für } \Psi \leq \Psi_{Gr}. \quad (88)$$

Bei Kenntnis des Grenzwassergehaltes  $\Psi_{Gr}$  und eines Referenzwertes  $\kappa_R$  für den Feuchteleitkoeffizienten beim Wassergehalt  $\Psi_R$  oberhalb des Grenzwassergehaltes

ist also die Ermittlung der Feuchteleitfähigkeit  $\kappa$  für jeden Feuchtegehalt der Rohlingsmasse möglich. Es wird später gezeigt, dass der Grenzwassergehalt aus der Schwindung ermittelt werden kann. Bild 38 zeigt einen typischen Verlauf des Feuchteleitkoeffizienten für Ziegelmassen. In diesem Fall beträgt der Feuchteleitkoeffizient bei einem Wassergehalt von  $0,53 \text{ m}^3/\text{m}^3$  etwa  $4 \cdot 10^{-4} \text{ m}^2/\text{h}$ , der Grenzwassergehalt liegt bei  $0,21 \text{ m}^3/\text{m}^3$ .

### 3.3.2 Ermittlung des Grenzwassergehaltes und des Schwindungsverlaufs

Für die Berechnung des Feuchteleitkoeffizienten in Abhängigkeit vom Wassergehalt wird die Grenzfeuchte  $\Psi_{\text{Gr}}$  benötigt. Sie gleicht dem Feuchtegehalt am Schwindungsende, wie in Kapitel 3.3.1 erläutert ist. Dieser lässt sich aufgrund folgender Überlegungen berechnen.

Der volumetrische Anteil  $\Psi$  des Wassers im feuchten Rohling ist definiert als Teilvolumen im – zunächst schwindenden – Gesamtvolumen:

$$\Psi = \frac{V_{\text{W}}}{V} \quad (89)$$

Den Zusammenhang zwischen massenbezogener Feuchte  $y$  und dem volumetrischen Wassergehalt  $\Psi$  beschreibt Gleichung (80):

$$\Psi \cdot \rho_{\text{W}} = y \cdot \rho_{\text{tr}} \quad (80)$$

Im schwindungsbehafteten Trocknungsabschnitt gilt diese Beziehung nur für den jeweils betrachteten Moment. Denn aufgrund des im Laufe der Schwindung abnehmenden Gesamtvolumens verändert sich die Dichte der Trockensubstanz  $\rho_{\text{tr}}$  bei gleichbleibender Masse.

Beispielsweise habe ein Rohling vor Beginn der Trocknung eine Feststoffdichte von  $\rho_{\text{tr}}=1600 \text{ kg}/\text{m}^3$  und eine lineare Trockenschwindung von 7 %. Dann wird seine Dichte aufgrund der etwa 20 % betragenden Volumenverminderung im getrockneten Zustand 20 % mehr betragen, also  $\rho_{\text{SE}}=1920 \text{ kg}/\text{m}^3$ . Dieser Wert gilt als Partialdichte des Feststoffs  $\rho_{\text{SE}}$ . Zwischen dem Schwindungsende und dem Ende der Trocknung bleibt sie gleich, da sich das Volumen in dem Zeitraum nicht mehr wesentlich ändert. Die Größen  $y$  und  $\Psi$  sind also zueinander proportional, wenn die Schwindung beendet ist, da die Dichte des Feststoffes  $\rho_{\text{tr}}$  von diesem Moment an

konstant bleibt. Zuvor gilt eine solche Proportionalität jedoch nicht. Die lineare Trockenschwindung errechnet sich nach Gleichung (59):

$$\xi = \frac{\Delta L}{L_0} \quad (59)$$

So gilt für das sich im Laufe der Schwindung verändernde Gesamtvolumen  $V$  bei Bezug auf das Anfangsvolumen  $V_0$  des Rohlings:

$$V = V_0 \cdot (1 - \xi)^3 \quad (90)$$

Beim Schwindungsende erreicht die lineare Trockenschwindung das Maß  $\xi_{SE}$ , und das Volumen nimmt auf das danach konstant bleibende Endvolumen ab:

$$V_{SE} = V_0 \cdot (1 - \xi_{SE})^3 \quad (91)$$

Zur Kennzeichnung der Rohlingsdichte wird im Allgemeinen die Dichte des getrockneten Rohlings angegeben. Diese gleicht der Partialdichte  $\rho_{SE}$  der Trockensubstanz nach Schwindungsende:

$$\rho_{SE} = \frac{M_{tr}}{V_{SE}} \quad (92)$$

wobei  $M_{tr}$  die Feststoffmasse innerhalb des Volumens  $V_{SE}$  nach Schwindungsende ist. Für die Feststoffdichte zu Beginn der Trocknung gilt hingegen:

$$\rho_0 = \frac{M_{tr}}{V_0} \quad (93)$$

Erweitert man die rechte Seite von Gleichung (93) mit  $V_{SE}$ , so folgt:

$$\rho_0 = \frac{M_{tr}}{V_{SE}} \cdot \frac{V_{SE}}{V_0} \quad (94)$$

Aus Gleichung (94) erhält man mit den Gleichungen (91) und (92):

$$\rho_0 = \rho_{SE} \cdot (1 - \xi_{SE})^3 \quad (95)$$

Allgemein gilt für die Feststoffdichte zu einem beliebigen Zeitpunkt vor Schwindungsende analog zu Gleichung (94):

$$\rho_{tr} = \frac{M_{tr}}{V_{SE}} \cdot \frac{V_{SE}}{V} \quad (96)$$

Erweitert man zusätzlich mit  $V_0$ , so ergibt sich:

$$\rho_{tr} = \frac{M_{tr}}{V_{SE}} \cdot \frac{V_{SE}}{V_0} \cdot \frac{V_0}{V} \quad (97)$$

Mit den Gleichungen (90), (91) und (92) folgt hieraus:

$$\rho_{tr} = \rho_{SE} \cdot \left[ \frac{1 - \xi_{SE}}{1 - \xi} \right]^3 \quad (98)$$

Bei bekannten Größen der Rohlingsdichte im getrockneten Zustand  $\rho_{SE}$  und des Endschwindmaßes  $\xi_{SE}$  lässt sich somit die Partialdichte  $\rho_{tr}$  des Feststoffs in Abhängigkeit vom Schwindungsfortschritt ermitteln.

Aus Gleichung (80) ergibt sich für den Anfangszustand:

$$\Psi_0 = y_0 \cdot \frac{\rho_0}{\rho_w} \quad (99)$$

Daraus erhält man mit Gleichung (95):

$$\Psi_0 = y_0 \cdot \frac{\rho_{SE}}{\rho_w} \cdot (1 - \xi_{SE})^3 \quad (100)$$

Bei Kenntnis des linearen Endschwindmaßes  $\xi_{SE}$  lässt sich damit der volumetrische Anfangswassergehalt  $\Psi_0$  aus der massenbezogenen Anfangsfeuchte  $y_0$  berechnen. Für den Wassergehalt  $\Psi_{SE}$  am Schwindungsende gilt definitionsgemäß:

$$\Psi_{SE} = \frac{V_{W,SE}}{V_{SE}} \quad (101)$$

Mit der Beziehung

$$\rho_0 \cdot V_0 = \rho_{SE} \cdot V_S = M_{tr} \quad (102)$$

folgt aus Gleichung (101):

$$\Psi_{SE} = \frac{V_{W,SE}}{V_0} \cdot \frac{\rho_{SE}}{\rho_0} \quad (103)$$

Das Volumen des Wassers am Schwindungsende gleicht dem Anfangsvolumen des Wassers  $V_{W,0}$ , vermindert um das Volumen des bei der Schwundung verdunsteten Wassers  $\Delta V_{SE}$ :

$$\Psi_{SE} = \frac{V_{W,0}}{V_0} \cdot \frac{\Delta V_{SE}}{V_0} \cdot \frac{\rho_{SE}}{\rho_0} \quad (104)$$

Der durch Schwundung verloren gehende Volumenanteil  $\Delta V_{SE}$  gleicht der Differenz zwischen dem Anfangsvolumen und dem in Gleichung (91) beschriebenen Volumen nach Schwundungsende:

$$\Delta V_{SE} = V_0 \cdot [1 - (1 - \xi_{SE})^3]. \quad (105)$$

Damit folgt aus Gleichung (104) mit der auf den Anfangszustand bezogenen Gleichung (89):

$$\Psi_{SE} = \left[ \Psi_0 - (1 - (1 - \xi_{SE})^3) \right] \frac{\rho_{SE}}{\rho_0} \quad (106)$$

Analog zu dieser Herleitung für das Schwundungsende gilt für beliebige Zwischenzustände in Abhängigkeit vom Fortschritt der linearen Trockenschwindung  $\xi$ :

$$\Psi = \left[ \Psi_0 - (1 - (1 - \xi)^3) \right] \frac{\rho_{tr}}{\rho_0} \quad (107)$$

Aus den Gleichungen (80) und (107) folgt:

$$y = \left[ \Psi_0 - (1 - (1 - \xi)^3) \right] \frac{\rho_{tr}}{\rho_0} \cdot \frac{\rho_W}{\rho_{tr}} \quad (108)$$

Durch Umformung erhält man:

$$\xi = 1 - \left( 1 - \Psi_0 + y \cdot \frac{\rho_0}{\rho_w} \right)^{1/3} \quad (109)$$

Damit ist die Ermittlung des jeweiligen Schwindungszustandes  $\xi$  aufgrund von numerisch berechneten orts- und zeitabhängigen Wassergehalten  $y$  möglich. Vorausgesetzt wird hierzu, dass der Rohling während der Trocknung frei verformbar ist, es sich also um eine freie Schwindung nach Kapitel 2.7 handelt. Dies gilt hier jedoch nur sehr eingeschränkt. Denn örtliche Differenzen im Wassergehalt, so wie sie insbesondere für frühe Zeiträume innerhalb des ersten Trocknungsabschnitts typisch sind, würden zu hohen Schwinddifferenzen innerhalb des Rohlings führen. Diese werden bei plattenförmigen Gütern teilweise durch Verkrümmungen kompensiert. Sie sind im Allgemeinen jedoch nicht durch spannungsfreie Formänderungen aufzufangen. Dadurch kommt es zu mechanischen Spannungen innerhalb des Rohlings, die bei Überschreitung zulässiger Spannungsspitzen zu Trockenrissen führen.

Es ist daher angebracht, die sich rechnerisch nach Gleichung (109) ergebenden Schwindungszustände in ihren maximal auftretenden Differenzen sowie in ihren örtlich einstellenden Gradienten auf Basis der berechneten lokalen Feuchtegehalte zu ermitteln und als wichtige Rechenergebnisse im Sinne von Kapitel 2.8 zu berücksichtigen.

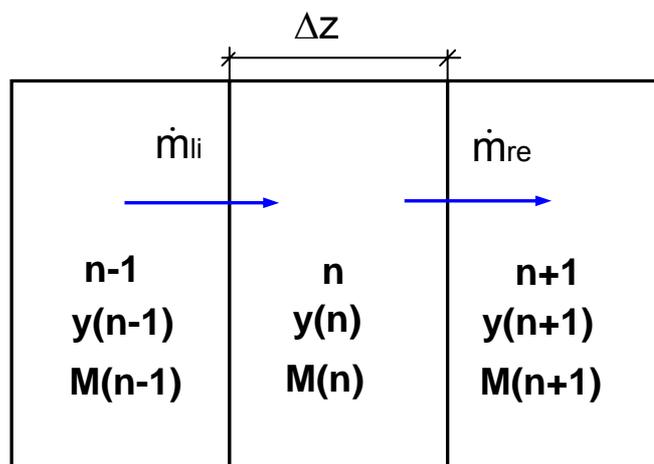
### 3.3.3 Das Rechenprogramm

Es bietet sich an, die Berechnung der instationären Feuchteleitung im Rohling in Analogie zu Wärmeleitproblemen mit Hilfe des Differenzenverfahrens vorzunehmen. Beim üblichen Ansatz des vorderen Differenzenquotienten entstehen hierbei die bekannten Instabilitätsprobleme [107]. Aufgrund derer ist es insbesondere nicht möglich, die Ortsschrittweite zu halbieren, ohne zugleich eine Vervierfachung der notwendigen Zeitschritte in Kauf zu nehmen. Arbeitet man hingegen mit dem sogenannten „rückwärtigen“ Differenzenverfahren [107], so existiert ein solches Stabilitätskriterium nicht. Selbstverständlich ist es aber auch dann nicht sinnvoll, völlig frei und unabhängig voneinander über die Größen der Orts- und Zeitschritte zu verfügen. Unangemessen große Zeitschritte führen unweigerlich zu Ungenauigkeiten in den Rechenergebnissen.

Im vorliegenden Fall zeigt die Ermittlung des „Wasserfehlers“ die aufgrund von Ungenauigkeiten entstehende Diskrepanz zwischen dem anfänglichen Wassergehalt und der bei der Trocknung rechnerisch ermittelten Wasserabgabe. Das Ausmaß der Abweichung zwischen diesen beiden Werten ist der bei der numerischen Berechnung durch Ungenauigkeiten entstandene, kumulierte Fehler. Es ist angebracht, auf Fehler, die beispielsweise über 2 % des anfänglichen Wassergehaltes hinausgehen, durch eine Verkürzung der Zeitschrittweite zu reagieren. Auch bei Beachtung eines solchen Genauigkeitskriteriums lassen sich mit dem Rückwärtschrittverfahren so hohe Einsparungen an Rechenzeit erzielen, dass die Nutzung rückwärtiger Differenzenquotienten trotz des vergleichsweise höheren mathematischen Aufwandes vorzuziehen ist.

Für eine eindimensionale, numerische Betrachtungsweise der zeit- und ortsabhängigen Feuchteleitvorgänge innerhalb des nassen Kerns werden die Indizes  $n$  für den Ort mit der Ortsschrittweite  $\Delta z$  eingeführt. Die Zeitschrittweite sei  $\Delta t$ . Zum Zeitpunkt  $(t-\Delta t)$  befindet sich im Volumenelement  $n$  die Wassermenge  $M_v(n)$  ( $v$  für vorherig). Zum Zeitpunkt  $t$  hat sich die Masse auf  $M(n)$  verändert. Für ein Volumenelement einer differentiellen Rohlingsscheibe am Ort  $n$  kommt es nach Bild 39 zu folgenden Austauschvorgängen mit seinen Nachbarn, sofern es sich nicht um eine Randlage handelt:

$$M(n) = M_v(n) + \dot{m}_{li} \cdot \Delta t \cdot A - \dot{m}_{re} \cdot \Delta t \cdot A . \quad (110)$$



**Bild 39: Volumenelement  $n$  mit zwei benachbarten Elementen**

Die Wassermassenstromdichte, die dem Volumenelement  $n$  vom linken Nachbar-element ( $n-1$ ) zuströmt, wird hier als  $\dot{m}_{li}$  bezeichnet und diejenige, die zum rechten Nachbarn ( $n+1$ ) abfließt, als  $\dot{m}_{re}$ .  $A$  ist die Querschnittsfläche der Volumenelemen-te. Für die Massenstromdichte des Wassers gilt allgemein Gleichung (50). Mit Gleichung (80):

$$y \cdot \rho_{tr} = \Psi \cdot \rho_w \quad (80)$$

lässt sich die Massenstromdichte auch nach folgender Beziehung berechnen:

$$\dot{m} = -\kappa \cdot \rho_{tr} \cdot \frac{dy}{dz} \quad (111)$$

beziehungsweise in der hier gewählten numerischen Rechnung:

$$\dot{m}_{re} = -\kappa_{re} \cdot \rho_{tr} \cdot \frac{y(n+1) - y(n)}{\Delta z} \quad (112)$$

$$\dot{m}_{li} = -\kappa_{li} \cdot \rho_{tr} \cdot \frac{y(n) - y(n-1)}{\Delta z} \quad (113)$$

Der Feuchteleitkoeffizient  $\kappa$  ist aufgrund seiner starken Feuchteabhängigkeit auf den jeweiligen Mittelwert der Feuchtegehalte des Volumenelementes  $n$  und seines betrachteten Nachbarn zu beziehen. Dadurch ergeben sich in den obigen beiden Gleichungen gegebenenfalls für den rechtsseitigen und den linksseitigen Feuchte-leitkoeffizienten  $\kappa_{re}$  beziehungsweise  $\kappa_{li}$  stark voneinander abweichende Zahlenwer-te. Für den Feuchteleitkoeffizienten wird der Wert verwendet, der sich für das arithmetische Mittel der Feuchtegehalte der jeweils miteinander im Austausch stehenden Volumenelemente ergibt.

Aus Gleichung (110) ergibt sich mit den Gleichungen (112) und (113) nach Division durch ( $A \cdot \Delta z \cdot \rho_{tr}$ ):

$$y_v(n) = -\kappa_{li} \cdot \frac{\Delta t}{\Delta z^2} \cdot y(n-1) + \left[ 1 + (\kappa_{li} + \kappa_{re}) \cdot \frac{\Delta t}{\Delta z^2} \right] \cdot y(n) - \kappa_{re} \cdot \frac{\Delta t}{\Delta z^2} \cdot y(n+1). \quad (114)$$

Für die unbekanntenen Wassergehalte  $y(1) \dots y(n-1)$ ,  $y(n)$ ,  $y(n+1) \dots y(n_{max})$  ist dieses die allgemeine Form für die Berechnungsgleichungen. Dabei ist  $n_{max}$  die Anzahl aller Ortsschritte. Man erhält somit  $n_{max}$  Bestimmungsgleichungen für die  $n_{max}$  unbekanntenen  $y(n)$  in Form eines Gleichungssystems von jeweils prinzipiell überein-



Dieser Massenstrom gleicht der pro Zeiteinheit verdunsteten Wassermenge, die sich aus dem übertragenen Wärmestrom und der Verdampfungsenthalpie errechnet. Er ist ebenso wie die in den vorigen Gleichungen beschriebenen Massenströme dem Koordinatensystem entgegengerichtet und rechnerisch daher negativ. Somit gilt Gleichung (61):

$$\dot{m}_D = -\frac{\dot{q}}{r} \quad (61)$$

Für die Wärmestromdichte  $\dot{q}$  gilt Gleichung (60):

$$\dot{q} = \alpha \cdot (\vartheta_L - \vartheta_{KG}) \quad (60)$$

Es wird vorausgesetzt, dass es sich bei dem zu trocknenden Rohling um eine symmetrische Platte handelt, die von beiden Seiten gleich schnell abtrocknet. Die numerische Berechnung wird daher nur in einer Plattenhälfte durchgeführt. Die Feuchtegehalte des linksseitigen und des rechtsseitigen Volumenelementes stimmen auf der Seite des symmetrischen Schnittes überein. Daher kann dort kein Wasser übertreten, und es gilt als rechte Randbedingung:

$$y(n_{\max}) = y(n_{\max} + 1) \quad (117)$$

Mit der oben dargestellten Anfangsbedingung, sowie der linken und rechten Randbedingung ist es auf Basis des im Bild 40 gezeigten Gleichungssystems möglich, den zeitlichen Verlauf der sich einstellenden örtlichen Feuchtegehalte für den ersten Trocknungsabschnitt numerisch zu berechnen. Erwartungsgemäß nimmt der Feuchtegehalt über die Plattendicke beständig ab, wobei in Randnähe selbstverständlich geringere Feuchten als im Kernbereich herrschen. Das Ende des ersten Trocknungsabschnitts ist dann erreicht, wenn der Feuchtegehalt  $y(1)$  also der Wassergehalt am Rand, auf Null abgesunken ist.

Im weiteren Zeitverlauf befindet sich der Rohling im zweiten Trocknungsabschnitt. In ihm zieht sich der Trocknungsspiegel mit der Zeit weiter in den Kernbereich zurück. Die zur Verdunstung notwendige Wärme wird nun nach äußerem Wärmeübergang durch die bereits getrocknete Rohlingsschicht zum Trocknungsspiegel geleitet. Der dort entstehende Wasserdampf gelangt durch Diffusion an die Rohlingsoberfläche. Von dort aus geht er durch Stoffübergang an die Umgebung über.

Innerhalb des feuchten Kerns findet weiterhin Feuchteleitung statt. Diese unterscheidet sich von derjenigen des ersten Trocknungsabschnitts im wesentlichen

dadurch, dass die Rohlingstemperatur im Laufe fortschreitender Trocknung allmählich ansteigt. Es stellt sich jedoch kein Temperaturprofil ein, wie in Kapitel 2.3.2 beschrieben wird. Die zur Temperaturerhöhung erforderliche Wärmemenge soll in diesem umfangreicheren Simulationsmodell nicht unberücksichtigt bleiben. Daher muss der in den Rohling hineingeleitete Wärmestrom sowohl die Verdampfungsenthalpie als auch die zur Temperaturerhöhung des Rohlings erforderliche Wärme aufbringen.

Der rechnerisch zu betrachtende feuchte Kern wird begrenzt durch den Trocknungsspiegel. Dieser befindet sich am Nulldurchgang des Wassergehaltes. Der Wassertransport des in Randlage des Trocknungsspiegels befindlichen Volumenelements in den an ihn grenzenden trockenen Porenraum geschieht grundsätzlich nach demselben Kriterium, das als Randbedingung für den ersten Trocknungsabschnitt beschrieben wurde. Jedoch gilt jetzt, dass der am Spiegel verdunstende Wassermengenstrom sich aus demjenigen Teil des dorthin geleiteten Wärmestroms errechnen lässt, der nicht zu der oben beschriebenen Rohlingserwärmung verbraucht wird. Somit gilt hier:

$$\dot{m}_D = -\frac{\dot{q} - \dot{q}_e}{r} \quad (118)$$

Der erforderliche Wärmestrom wird aus der Umgebung durch Wärmeübergang an die Rohlingsoberfläche und Leitung durch die abgetrocknete Außenhülle des Rohlings an den Trocknungsspiegel geführt. Für die Wärmestromdichte gilt unter Zusammenfassung des Wärmeübergangs- und des Wärmeleitwiderstands:

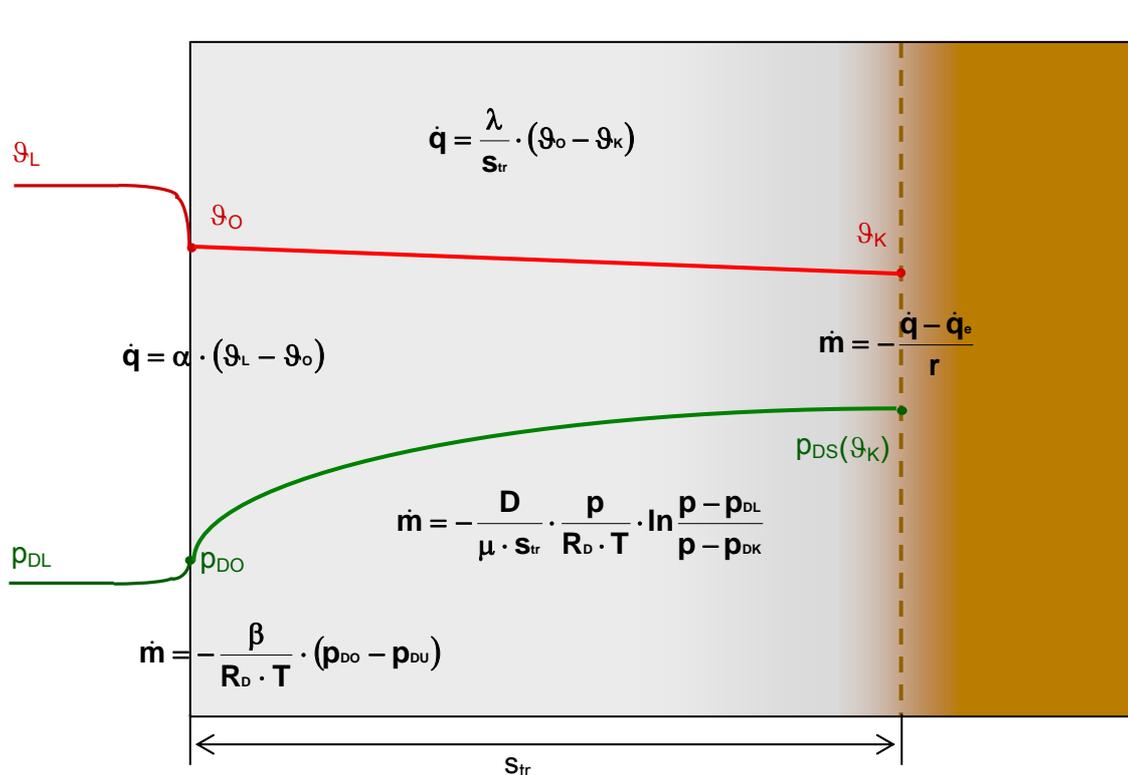
$$\dot{q} = \frac{1}{\frac{1}{\alpha} + \frac{s_{tr}}{\lambda}} \cdot (\vartheta_L - \vartheta_K) \quad (119)$$

Hierin stehen  $s_{tr}$  und  $\lambda$  für die Dicke und den Wärmeleitkoeffizienten der getrockneten Außenschicht.  $\vartheta_K$  ist die Temperatur des noch feuchten Rohlingskerns. Der am Trocknungsspiegel entstehende Wasserdampf besitzt den zur Spiegeltemperatur gehörenden Sättigungsdampfdruck. Vom Trocknungsspiegel zur Rohlingsoberfläche gelangt der entstehende Wasserdampf durch Porendiffusion. Die Differenz zwischen dem Sättigungsdampfdruck und dem Wasserdampfpartialdruck innerhalb der den Rohling umgebenden Grenzschicht ist die Triebkraft für die sich einstellende Diffusion.

Wie in Kapitel 3.2 erläutert, kann der Stoffübergang vernachlässigt werden. Damit gilt die aus Gleichung (28) hergeleitete Beziehung:

$$\dot{m}_D = -\frac{D}{\mu \cdot s_{tr}} \cdot \frac{p}{R_D \cdot T} \cdot \ln \frac{p - p_{DL}}{p - p_{DK}} \quad (120)$$

Die sich aus Gleichung (120) errechnende Massenstromdichte gleicht derjenigen, die sich nach Gleichung (118) durch Verdunstung ergibt. Dabei ist der Dampfdruck  $p_{DK} = p_{DS}(\vartheta_K)$  als zur Temperatur  $\vartheta_K$  gehöriger Sättigungsdampfdruck über die Clausius-Clapeyron-Gleichung mit dieser verknüpft. Er kann durch Näherungsgleichungen, wie zum Beispiel in [28] beschrieben, aus der Temperatur berechnet werden. Die Verknüpfung von Gleichung (119) über die Gleichung (118) mit Gleichung (120) führt zur Ermittlung der Wasserdampfmassenstromdichte beziehungsweise der Wärmestromdichte sowie der sich einstellenden Kerntemperatur und des am Trocknungsspiegel herrschenden Sättigungsdampfdruckes. Die wesentlichen Beziehungen sind hierzu in Bild 41 zusammengefasst. Es ergibt sich ein Gleichungssystem aus 5 Gleichungen mit 5 Unbekannten. Dabei kann der Stoffübergang vernachlässigt werden, so dass 4 Gleichungen mit 4 Unbekannten verbleiben. Dies lässt sich problemlos iterativ mit dem bereits in Kapitel 3.2 beschriebenen Verfahren der Intervallhalbierung lösen.  $s_{tr}$  ist zunächst noch unbekannt.



**Bild 41: Die Vorgänge während des zweiten Trocknungsabschnittes außerhalb des Trocknungsspiegels**

Die Lage des Trocknungsspiegels  $s_{tr}$  wird dabei durch die numerische Berechnung der Feuchteleitung innerhalb des noch feuchten Kerns insofern vorgegeben, als der Ort des Trocknungsspiegels dem Nulldurchgang der sich rechnerisch einstellenden örtlichen Feuchtegehalte entspricht. Praktisch geht man dabei so vor, dass die Wassermassenstromdichte bei Kenntnis der Lage des Trocknungsspiegels  $s_{tr}$  zu einem Zeitpunkt  $t$  innerhalb des zweiten Trocknungsabschnitts ausgerechnet wird. Sie ergibt sich aufgrund von Gleichung (120) und den damit zusammenhängenden Beziehungen. Diese Massenstromdichte dient für den nächsten Zeitschritt ( $t+\Delta t$ ) als Randbedingung der dann numerisch zu berechnenden Feuchteverteilung innerhalb des noch feuchten Kerns.

Im Randbereich des Kerns stellt sich nun ein neuer Nulldurchgang des Feuchtegehaltes ein, der seinerseits die neue Lage  $s_{tr}(t+\Delta t)$  des Trocknungsspiegels bestimmt. Es werden also innerhalb des zweiten Trocknungsabschnitts abwechselnd Berechnungen innerhalb der trockenen Schale und innerhalb des feuchten Kerns vorgenommen. Die Berechnung des feuchten Kerns führt dabei jeweils zur Ermittlung der neuen Lage des Trocknungsspiegels, während diejenige in der trockenen Schale die neue Wassermassenstromdichte am Trocknungsspiegel berechnen lässt.

Mit dem so beschriebenen mathematischen Modell können selbstverständlich auch die zeitlichen Abläufe beim Trocknungsvorgang in anderen keramischen Massen und sonstigen kapillarporösen Körpern errechnet werden, sofern auch in diesen die Trocknung nach dem Ende des zweiten Trocknungsabschnittes als beendet angesehen werden kann.

Das Modell hat zum Ergebnis:

- den Gesamtzeitaufwand zur Trocknung
- das Ende des ersten Trocknungsabschnitts
- den zeitlichen Verlauf der Wanderung des Trocknungsspiegels
- den zeitlichen und örtlichen Verlauf von Feuchtegehalten innerhalb des Rohlings
- das Absinken des oberflächlichen Rohlingswassergehaltes
- die zeitlichen Verläufe von Kerntemperatur und Oberflächentemperatur
- den zeitlichen Verlauf der eindringenden Wärmestromdichten und der Wasserdampfmassenstromdichten.

### Dateneingabe und -ausgabe

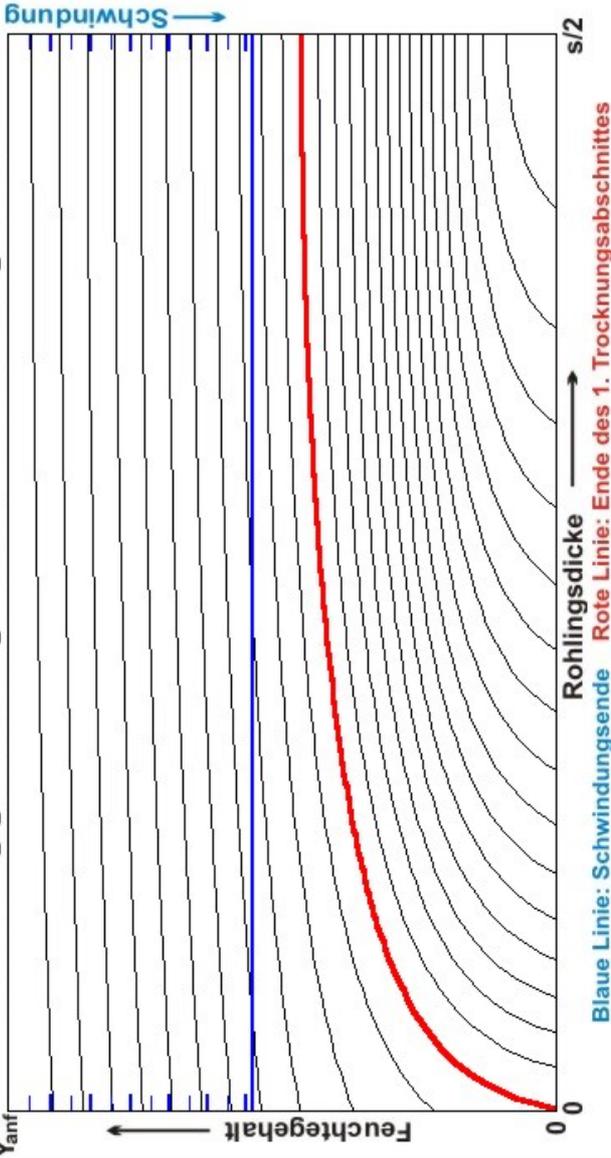
Anfangsdicke der Platte in mm	20.0
Dichte der getrockneten Masse in kg/m <sup>3</sup>	1900
Anfangswassergehalt in kg/kg atro	0.25
lineare Trockenschwindigkeit in %	6.2
Wassergehalt beim Schwind.-Ende in kg/kg	.139
offene Porosität im trock. Zustand in Vol.-%	26.3
Anf.-Feuchteleitf. bei 25°C in 10 <sup>-4</sup> (-9) m <sup>2</sup> /s	50
Wärmeleitkoeff. der trock. Platte in W/(m K)	1.0
Diff.-Widerstandszahl der trockenen Masse	8
Wärmeübergangskoeffizient in W/(m <sup>2</sup> K)	30
anfängliche Lufttemperatur in °C	50
anfängliche Kühlgrenztemperatur in °C	30
Wassergehalt der trock. Zukunft in kg/kg	.0195
Anstieg Lufttemp. in K/h n. Schwind. Ende	5
- oder Anstieg Lufttemp. im 2. TroAbschn.	0
Anstiegsende bei Kerntemperatur in °C	-
Abstiegsbeginn bei Kerntemperatur in °C	-
Abstiegseschw. der Lufttemp. in K/h	-

laufende Zeit in hh : mm : ss	6:56:04
mom. Lufttemperatur in °C	75
mom. Oberflächentemperatur in °C	67.8
mom. Kerntemperatur in °C	65.7
mom. Kühlgrenztemperatur in °C	34.5
mom. Wärmestromdichte in kW/m <sup>2</sup>	.22
mom. Verdunstungsrate in kg/(m <sup>2</sup> h)	.27
mom. Wassergehalt in kg/kg atro	0
mom. oberfl. Kapillarströmung in mm/h	-
mom. Dampfgeschw. durch Poren in mm/s	.439
Dauer des 1. TroAbschn. in hh : mm : ss	3:00:05
danach Wassergehalt in kg/kg atro	.099
anfängliche Verdunstungsrate in kg/(m <sup>2</sup> h)	.86
Dauer der Oberflächenschw. in hh : mm : ss	1:56:10
dabei Differenz der lin. Schwindung in %	1.17
max. Schwindungsgradient in % pro mm	.29
Dauer der Kernschwindung in hh : mm : ss	2:24:13

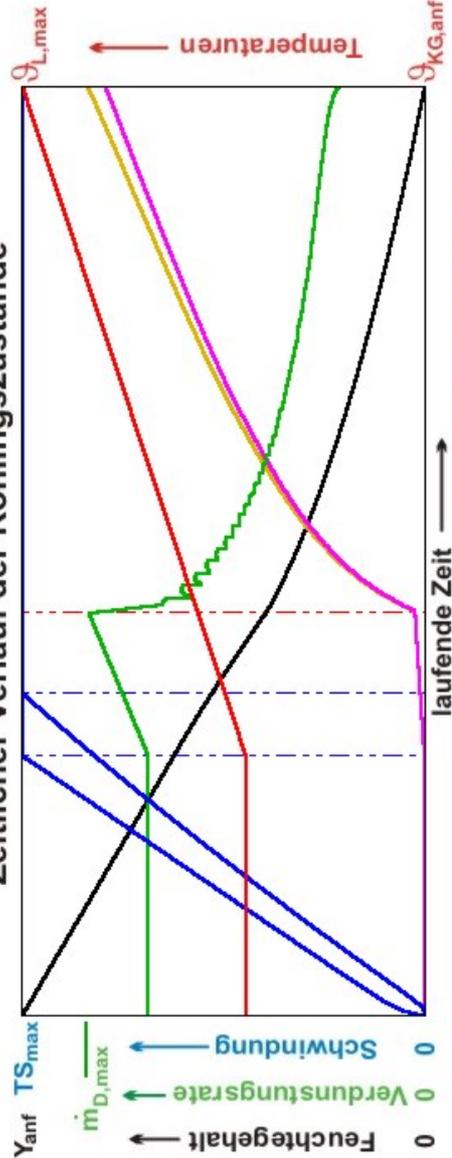
Anzahl der Ortsschritte pro Halplatte	90
Zeitschrittweite in s	0.5
Anzahl der Berechnungen pro Kurve	1800
relativer Wasserfehler in %	0

ZF **AIF** **Nochmal!**

### Ortsabhängige Feuchtegehalte beim Trocknungsablauf



### Zeitlicher Verlauf der Rohlingszustände



Schwarz: mittl. Feuchtegehalt Grün: Verdunstungsrate Blau: Oberfl.- und Kernschwindung  
 Rot: Lufttemperatur Violett: Kerntemperatur Braun: Oberflächentemperatur

Bild 42: Hardcopy des Computerbildschirms nach Abschluss einer Beispielrechnung

### 3.3.4 Beschreibung des Rechenprogramms

Aufgrund der im vorigen Kapitel gezeigten Zusammenhänge wird ein Rechenprogramm in Microsoft Visual Basic 6.0 erstellt. In diesem soll der zeitliche Verlauf der ortsabhängigen Feuchtegehalte innerhalb des trocknenden Rohlings bereits während der Berechnung visuell verfolgt werden können. Des Weiteren wird Wert darauf gelegt, dass das Programm eine graphische Darstellung des zeitlichen Verlaufs von wesentlichen, die Trocknung beschreibenden Zustandsgrößen nach Abschluss der Trocknungssimulation am Bildschirm ausgibt. Als Eingaben zur Durchführung der Berechnung werden die in Bild 42 – in schwarzer Schrift – im linken oberen Bildteil angefragten Größen interaktiv beantwortet.

In der trocknungstechnischen Praxis erhöht man häufig nach dem Ende des ersten Trocknungsabschnitts die Lufttemperatur im Trockenraum. Dies oder eine Erhöhung, die bereits nach dem Ende der Oberflächenschwindung beginnt, wird mit den letzten oben genannten Daten abgefragt. Es sind zwei Grenzen der Kerntemperatur einzugeben, bei deren Überschreiten der Lufttemperaturanstieg abgebrochen oder sogar in sein Gegenteil, in eine Temperaturabnahme, umgewandelt wird. Diese Grenztemperatur wird deshalb eingeführt, weil aufgrund von Praxiserfahrungen bekannt ist, dass die Rohlingsfestigkeit bei Kerntemperaturen über 70°C deutlich einbricht. Derartig hohe Temperaturen sind daher zu vermeiden.

Nach Komplettierung der Eingaben beginnen die Simulationsrechnungen, und auf dem Bildschirm des PC werden für zeitlich gleichbleibende Abstände die sich zwischen der Rohlingsoberfläche und der Symmetrieebene einstellenden Feuchteverläufe ausgegeben. Parallel dazu werden die jeweilige Simulationszeit, der durchschnittliche momentane Wassergehalt, der an den Rohling übergehende Wärmestrom, die Verdunstungsrate und die Temperaturen der Luft, der Rohlingsoberfläche und des Rohlingskerns angezeigt. Darüber hinaus wird angegeben, welche Strömungsgeschwindigkeit des Wassers innerhalb der den Rohling entwässernden Kapillaren unmittelbar unter der Oberfläche herrscht. Im zweiten Trocknungsabschnitt wird statt dessen die Strömungsgeschwindigkeit des vom Trocknungsspiegel an die Oberfläche diffundierenden Wasserdampfes innerhalb der Poren in der trockenen Hülle angezeigt. Des Weiteren gibt das Programm den Wassergehalt beim Schwindungsende und die offene Porosität des Rohlings im getrockneten Zustand an.

Die Schwindung ist oberhalb des Knickpunkt im Bourry-Diagramm wiedergebenden Grenzwassergehaltes vom lokalen Rohlingswassergehalt abhängig. Daher kann den Wasserverlaufskurven zugleich der lokale Schwindungsfortschritt ent-

nommen werden. Hierzu ist dem entsprechenden Diagramm ein blaues Raster für den Schwindungsfortschritt überlagert. Bei der Bewertung des Schwindungsfortschrittes ist wie erwähnt zu berücksichtigen, dass dieser in dem aus dem Simulationsdiagramm ersichtlichen Umfang nur dann stattfinden könnte, wenn die Ziegelmasse in sich frei beweglich wäre. Das ist jedoch nicht der Fall. Somit treten die aus dem Bild entnehmbaren Schwinddifferenzen zwischen Rohlingsoberfläche und Kern nicht in Wirklichkeit ein. Vielmehr wird nur qualitativ angegeben, unter welche mechanischen Spannungen der Rohling während des Trocknungsverlaufs gerät.

Von besonderer Bedeutung ist dabei die Schwinddifferenz zwischen der Oberfläche und dem Kern des Rohlings, wenn die Schwindung an der Oberfläche gerade abgeschlossen ist. Diese Differenz erreicht dann ihr Maximum. Sie kann als Maß dafür angesehen werden, welche Spannungen der Rohling bei der höchstmöglichen Belastung durch Schwinddifferenzen ertragen muss. Zum selben Zeitpunkt stellt sich ebenfalls der höchste, während des Trocknungsprozesses auftretende Schwindgradient  $d\xi/dz$  ein.

Der erste Trocknungsabschnitt ist beendet, wenn der Feuchtegehalt an der Rohlingsoberfläche auf Null abgesunken ist. Die zu diesem Zeitpunkt im Rohlingsquerschnitt herrschende Feuchteverteilung wird durch eine rote Kurve markiert. Im weiteren Verlauf ziehen sich die Null-Durchgänge der nach wie vor in gleichen zeitlichen Abständen eingetragenen Feuchteverteilungskurven von der Oberfläche in Richtung Kern zurück. Wenn auch der Kern getrocknet ist, zeichnet das Simulationsprogramm innerhalb eines zweiten Diagramms die zeitlichen Verläufe der Luft- und Kühlgrenztemperatur sowie der Kern- und Oberflächentemperatur des Rohlings. Des Weiteren werden die Abnahme des Wassergehaltes, die Trocknungsgeschwindigkeit und ferner der Schwindungsverlauf dargestellt.

In Bild 42 erkennt man, dass die textlichen Ein- und Ausgabegrößen am linken Bildrand zusammengefasst werden. Dabei können die in dem Textteil befindlichen Eingabegrößen (schwarz) für jeden Neustart beliebig überschrieben werden. Den größten Teil des Bildschirms nimmt das oben rechts befindliche Teilbild mit den Feuchteverlaufskurven ein. Der linke Bildrand dieses Teilbilds markiert die Rohlingsoberfläche, der rechte die Symmetrieebene der Rohlingsplatte. Die untere Bildbegrenzung steht für einen Wassergehalt von Null, die obere für den Anfangswassergehalt. Die blauen Randmarkierungen stehen, von oben beginnend, bis zur horizontalen, blauen Linie für die lineare Trockenschwindung (die mit der blauen Linie beendet ist).

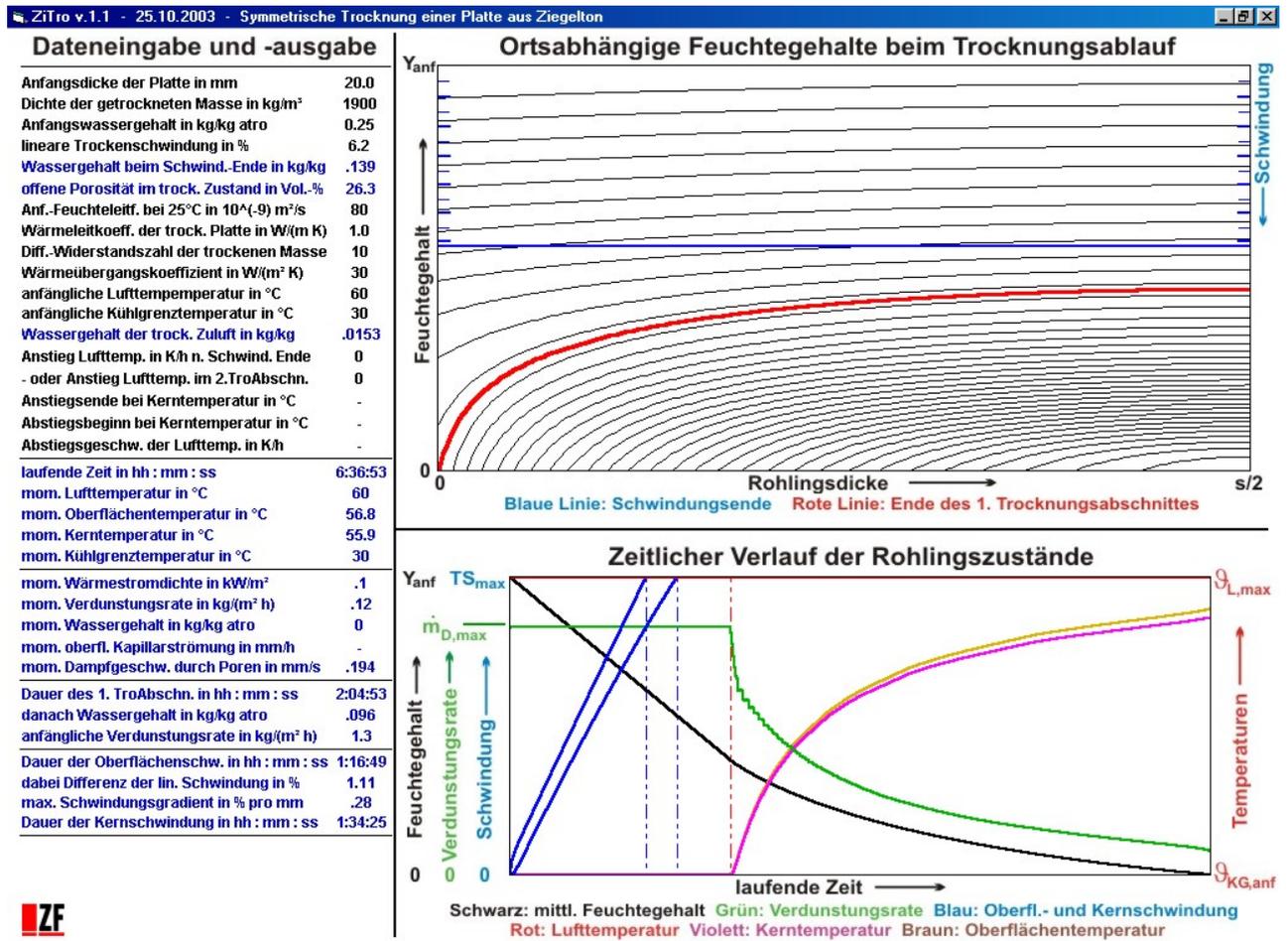
Es ist klar, dass die in zeitlich gleichen Abständen in diesem Bild eingetragenen Feuchteverlaufskurven am linken Bildrand, insbesondere bei niedrigen Feuchtegehalten, vergleichsweise steil verlaufen, weil sich der Feuchteleitkoeffizient, wie in Kapitel 3.3.1 gezeigt, mit abnehmendem Feuchtegehalt extrem vermindert. Im unteren Teilbild ist der zeitliche Verlauf des mittleren Feuchtegehaltes (schwarz), der Trocknungsgeschwindigkeit (grün), der Lufttemperatur (rot), der Oberflächentemperatur (braun) und der Kerntemperatur (violett) aufgetragen. Ferner markieren eine rote, vertikale Strich-Punkt-Linie das Ende des ersten Trocknungsabschnitts und zwei blaue, vertikale Strich-Punkt-Linien das Schwindungsende an der Rohlingsoberfläche und im Rohlingskern.

Auffällig ist, dass die grün gezeichnete Trocknungsgeschwindigkeit im zweiten Trocknungsabschnitt keine glatte Kurve darstellt. Dies ist dadurch verursacht, dass die für das numerische Berechnungsverfahren erforderlichen Ortsschritte nicht mit der Lage des sich von der Oberfläche ins Rohlingsinnere zurückziehenden Trocknungsspiegels übereinstimmt. Der jeweilige Trocknungsspiegel und die Grenzen zwischen den Ortsschritten des Differenzenverfahrens bilden miteinander ein Moiré, das den Eindruck scheinbarer Schwingungen in der Massenstromdichte erweckt. Dieser Effekt, der durch das gewählte Berechnungsverfahren verursacht wird, hat jedoch keinerlei Auswirkungen auf die Berechnungsergebnisse und wird daher als unvermeidbar akzeptiert.

Dieses mathematische Simulationsmodell ist die Basis für die im weiteren Verlauf dieser Arbeit vorgestellten und diskutierten Berechnungen. Als wichtige, jedoch zunächst unbekannte Stoffgrößen sind die Feuchteleitfähigkeit und die Diffusionswiderstandszahl zu nennen. Deren Kenntnis für exakte Simulationsrechnungen ist in jedem Einzelfall erforderlich. Die dazu gewählte Vorgehensweise wird in Kapitel 4 ausführlich beschrieben.

Im folgenden werden zwei Berechnungsbeispiele vorgestellt. Bild 43 zeigt die Ergebnisse zur Simulationsrechnung einer 20 mm dicken Platte, die beispielsweise einem Dachziegel entspricht. Im oberen Teilbild sind für Zeitabstände von jeweils 10 Minuten Kurven des sich einstellenden Feuchtegehaltes eingezeichnet. Der obere Bildrand steht hier für den Anfangswassergehalt von 0,25 kg/kg Trockensubstanz. Man erkennt, dass die Flächen zwischen jeweils zwei benachbarten Kurven bis zum Erreichen der roten Linie jeweils gleich groß sind, weil sich die Trocknungsgeschwindigkeit im ersten Trocknungsabschnitt nicht ändert. 01:17 Stunden nach Trocknungsbeginn ist die Oberfläche so weit getrocknet, dass ihr Wasserverlust nicht mehr durch Schwindung ausgeglichen werden kann. Das Schwindungsende ist im Bild durch eine horizontale blaue Linie gekennzeichnet. Der oberfläch-

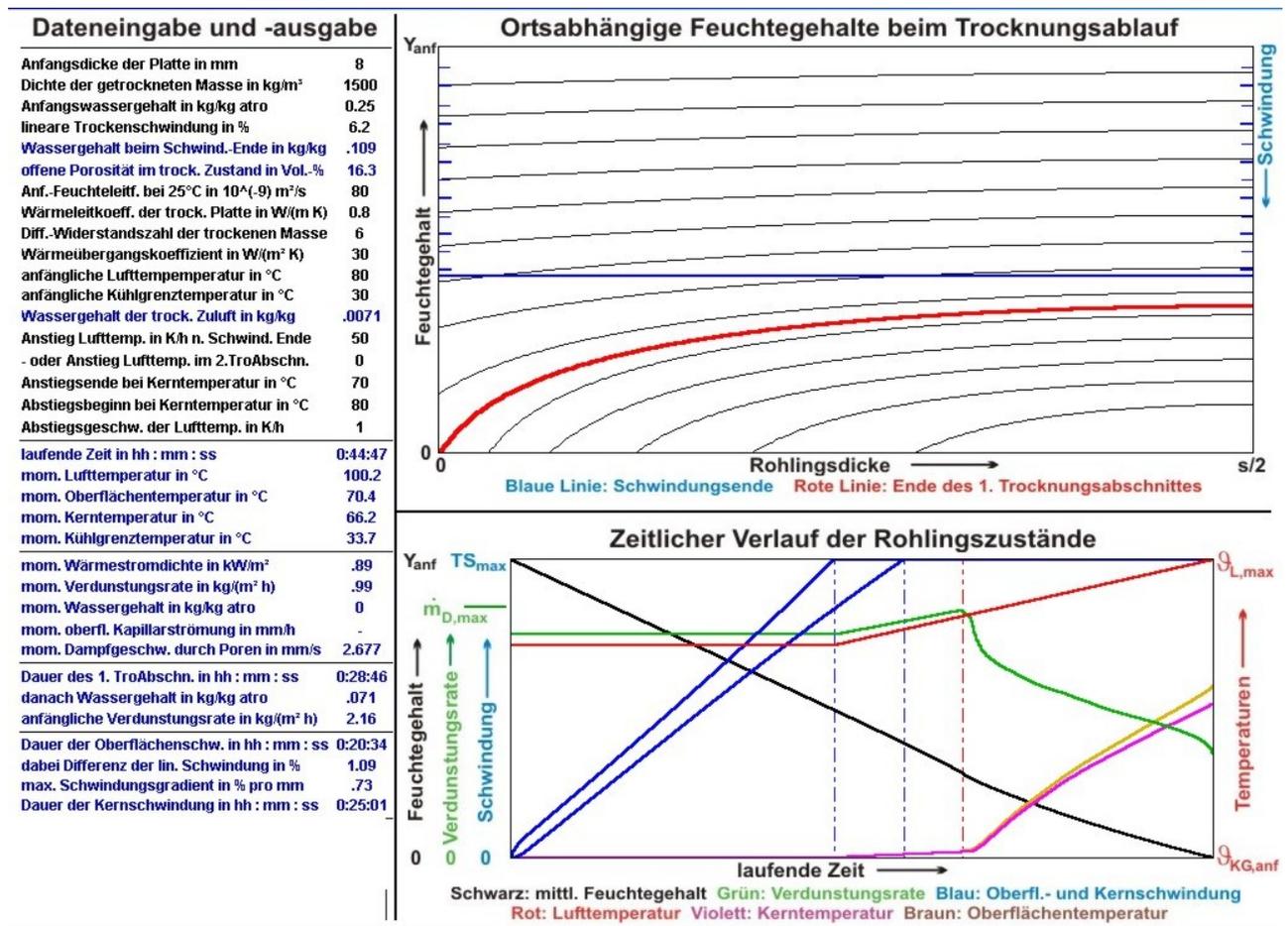
liche Wassergehalt hat nun diese blaue Linie unterschritten. Von jetzt an füllen sich bei weiterer Trocknung zunächst die dickeren, dann auch dünnere Poren mit Luft. Die Rohlingsoberfläche wird hellgrau. Die Feuchteleitfähigkeit sinkt immer weiter ab, so dass der Feuchtegradient in Oberflächennähe sehr groß wird. Nach 01:34 Stunden hat auch der Rohlingskern das Schwindungsende erreicht. Spätestens von nun an besteht für die Trocknung zumindest keine Schwindungsrissegefährdung mehr. Nach 02:05 Stunden - der mittlere Wassergehalt beträgt nur noch 0,096 kg/kg Trockensubstanz - ist der erste Trocknungsabschnitt beendet. Die Feuchte ist an der Oberfläche auf Null abgesackt. Von nun an zieht sich der Trocknungsspiegel ins Innere des Rohlings zurück. Die Abstände zwischen den schwarzen Kurvenzügen werden immer geringer. Die Trocknung wird also langsamer und ist nach 06:37 Stunden beendet. Die Trocknungsgeschwindigkeit hat dabei ihren Endwert mit 0,12 kg/(m<sup>2</sup>·h) erreicht, während sie im ersten Trocknungsabschnitt mit 1,3 kg/(m<sup>2</sup>·h) etwa 10 mal so hoch war.



**Bild 43: Trocknung einer 20 mm dicken Platte bei konstanten Umgebungsbedingungen**

Im Gegensatz zur Abnahme der Trocknungsgeschwindigkeit steht die Zunahme der Wanderungsgeschwindigkeit des Trocknungsspiegels. Man erkennt dieses daran, dass die Abstände zwischen den Nulldurchgängen der zeitlich äquidistanten Feuchteverlaufskurven nach rechts hin immer größer werden. Die Ursache liegt daran, dass die immer geringer werdende Restfeuchte dem Trocknungsspiegel entgegen eilt.

Wenn die Schwindung an der Oberfläche beendet ist, so herrscht innerhalb des Rohlings die höchste Schwinddifferenz zwischen Innen und Außen. Sie ist in der im Bild links befindlichen Tabelle mit 1,11 % angegeben. Zu diesem Zeitpunkt herrscht auch der maximale Schwindgradient an der Rohlingsoberfläche, der in diesem Beispiel 0,28 %/mm beträgt. Später nimmt die Schwinddifferenz wieder ab, so dass die Schwindrissgefährdung zurückgeht.



**Bild 44: Trocknung einer 8 mm dicken Platte mit Erhöhung der Lufttemperatur im zweiten Trocknungsabschnitt**

Das nächste Bild 44 zeigt die Trocknung eines Steges in einem Hochlochziegel, der zur sogenannten Schnell-trocknung von Warmluft durchströmt wird. So kommt es in betrieblichen Ziegeleien, die derzeit noch keinesfalls optimiert laufen, zu Trocknungszeiten in der Größenordnung von einer bis zwei Stunden. Abgesehen davon, dass nicht nur eine mit 8 mm wesentlich dünnere Platte zu trocknen ist, muss nun auch von porosiertem Material, also von geringerer Dichte, kleinerem Wärmeleitkoeffizienten und kleinerer Diffusionswiderstandszahl ausgegangen werden. Zur Verkürzung der Trocknungszeit wird nun im zweiten Trocknungsabschnitt die Lufttemperatur um 50 K/h angehoben. Um eine zu große Herabsetzung der Rohlingsmassenfestigkeit zu vermeiden, wird die Erhöhung der Lufttemperatur so begrenzt, dass diese bei Erreichen einer Kerntemperatur von 70°C konstant gehalten wird.

Beide Teilbilder zeigen, dass die Trocknungsgeschwindigkeit durch die nach Schwindungsende einsetzende Temperaturerhöhung innerhalb des ersten Trocknungsabschnitts ansteigt, da sich durch die Temperaturerhöhung die psychrometrische Differenz erhöht. Nach dem Ende des ersten Trocknungsabschnitts fällt die Trocknungsgeschwindigkeit wesentlich weniger ab als im obigen Beispiel, bei dem kein Lufttemperaturanstieg vorgenommen wurde. Der Rohling ist nach weniger als einer Stunde fertig getrocknet.

Die größte Schwinddifferenz liegt hier bei 1,09 % nach dem Ende der Oberflächenschwindung, welches 21 Minuten nach dem Trocknungsbeginn erreicht wird. Der maximale Schwindgradient beträgt 0,73 %/mm.

## **4 Bestimmung der Stoffgrößen und des Wärmeübergangskoeffizienten**

### **4.1 Ermittlung der Dichte, der linearen Trockenschwindung und des Wärmeleitkoeffizienten**

Die Dichte des trockenen Gutes wird durch Wägung und Ausmessen bestimmt. Sie liegt im Allgemeinen bei etwa 1500 bis 1800 kg/m<sup>3</sup> für Hochlochziegelmassen und bei circa 1800 bis 2000 kg/m<sup>3</sup> für Dach- und Vormauerziegelmassen.

Zur Ermittlung der Trockenschwindung werden Probekörper mit den Abmessungen 80 x 40 x 10 mm<sup>3</sup> hergestellt und mit Schwindmarken versetzt. Die Proben werden getrocknet und die Schwindung gemessen. Die Trockenschwindung liegt für Ziegeltonen üblicherweise im Bereich zwischen 3 und 11%.

Für die Bestimmung des Wärmeleitkoeffizienten wird das Heißdrahtverfahren nach DIN 51046 ausgewählt. Referenzmethode ist das Plattenverfahren nach DIN 52612. Dabei wird die Wärmeleitfähigkeit von plattenförmigen Proben durch Ermittlung des Wärmestroms und der Temperaturdifferenz im stationären Zustand bestimmt. Versuche zeigten, dass die Messergebnisse nach dem Heißdrahtverfahren mit dem Referenzverfahren sehr gut übereinstimmen. Das Heißdrahtverfahren ist ein instationäres Verfahren, dem die Messung des Temperaturanstiegs einer linienförmigen im Probekörper enthaltenen Wärmequelle mit einer zeitlich gleichbleibenden und über die Länge des Probekörpers konstanten Leistungsabgabe zugrunde liegt. Als Wärmequelle dient ein Draht, auf den in der Mitte ein Thermoelement aufgeschweißt ist. Die zeitliche Temperaturänderung des Heißdrahtes nach dem Einschalten des Heizstromes ist ein Maß für die Wärmeleitfähigkeit des Probekörpers. Trockene Ziegelmassen weisen eine Wärmeleitfähigkeit von etwa 0,8 bis 1,2 W/(m·K) auf.

### **4.2 Ermittlung des Feuchteleitkoeffizienten**

Krischer [21] beschreibt ein stationäres Verfahren zur Ermittlung des Feuchteleitkoeffizienten aus der Kapillarwasserbewegung im Beharrungszustand. Einer waagrecht liegenden Probe gibt man auf der einen Stirnseite messbare Mengen destillierten Wassers zu. Dieses wird durch die Probe transportiert und an der gegenüber liegenden Seite von einem konditionierten Luftstrom aufgenommen.

Filter, die an der mit Wasser beaufschlagten Stirnseite der Probe positioniert werden, drosseln die Wasserzufuhr. Nun wird die Massenstromdichte  $\dot{m}$  des Wassers gemessen. Die Feuchteverteilung bestimmt man durch Zerteilen der Probe und Ermittlung des Wassergehaltes in den Probenteilen. Durch die Versuchspunkte wird eine Kurve gelegt, aus deren Differenziation die Werte für den Feuchteleitkoeffizienten durch Auswerten der Gleichung (50)

$$\dot{m} = -\kappa \cdot \rho_w \cdot \frac{d\Psi}{dz} \quad (50)$$

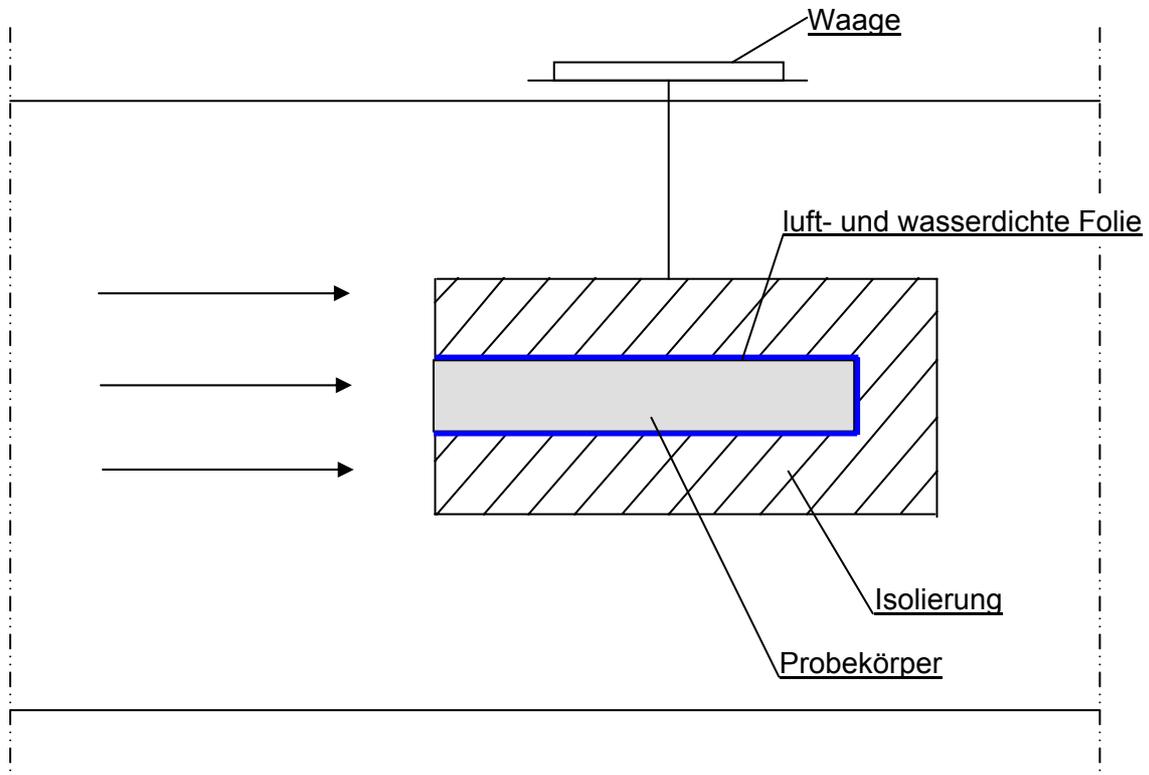
gewonnen werden können. Dieses Verfahren, das zu relativ genauen Werten führen dürfte, hat den großen Nachteil, dass es bei Tonen sehr lange dauert, bis ein stationärer Ausgleichszustand erreicht wird. Ursache dafür ist, dass im Gegensatz zu Sand, Kies oder Kugelschüttungen nur sehr geringe Feuchteleitfähigkeiten im Ton herrschen. Daher wird Ton häufig auch als Dichtmittel zum Beispiel für Mülldeponien und Schiffahrtskanäle gewählt.

Für die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Ermittlungen der Feuchteleitfähigkeit wird daher ein instationäres Messverfahren bevorzugt. Auch dieses beschreibt Krischer [21]. Der Feuchteleitkoeffizient lässt sich durch Messung der zeitlichen und örtlichen Änderungen des Feuchtegehaltes an jeder Stelle bestimmen.

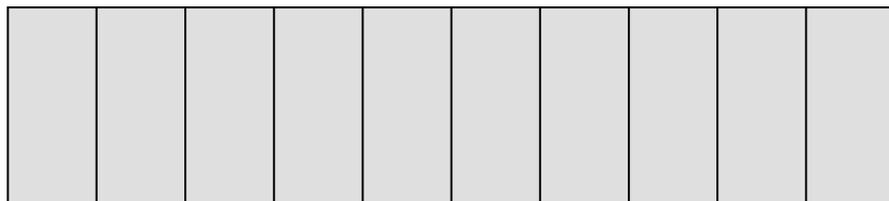
Bei den gewählten Probekörpern handelt es sich um Rundstäbe mit einer Länge von 100 mm und einem Durchmesser von 35 mm. Zur ihrer Herstellung werden die Ziegelrohstoffe zunächst bei 40°C getrocknet und dann unter Verwendung eines Backenbrechers sowie einer Scheibenmühle auf eine Kornfeinheit von < 1 mm zerkleinert. Die Versuchsmassen teigt man mit Wasser an, knetet sie und lagert sie circa 24 Stunden feucht unter Luftabschluss, um einen guten Aufschluss der tonigen Substanzen sicherzustellen. Die Formgebung der Massen erfolgt auf einer Labor-Schneckenpresse im Unterdruck, um sicherzustellen, dass sich keine Luft einschließt innerhalb der feuchten Rohlinge befinden. Im Anschluss werden die Probekörper in Plastikfolie luftdicht verpackt, um eine vorzeitige Trocknung zu verhindern.

Wie in Bild 45 a gezeigt, werden die Probekörper mit Ausnahme einer Stirnseite von allen anderen Seiten wasser- und luftdicht eingeschlossen und sind sehr gut thermisch isoliert (nahezu adiabat). Man trocknet die Rundstäbe 1,5 Stunden in konstantem Klima. Während dieser Zeit befinden sie sich noch eindeutig innerhalb des schwindungsbehafteten Teils der Trocknung. Danach zerteilt man die Proben entsprechend Bild 45 b. Die Dicke der einzelnen Scheiben wird gemessen und ihre Masse bestimmt. Zur Ermittlung der Feuchte werden sie im Trockenschrank bei

100°C bis zur Massenkonstanz nachgetrocknet und erneut gewogen. Auf diese Weise lässt sich die Feuchteverteilung des Probekörpers ermitteln.



**Bild 45 a: Versuchsaufbau, Anordnung des Probekörpers in der Kammer**



**Bild 45 b: Zerteilung des Probekörpers in Scheiben**

Die Massenstromdichte des an der Rohlingsstirn verdunstenden und folglich durch das Rohlingsinnere nachgelieferten Anmachwassers errechnet sich aus dem an die Rohlingsstirn übergehenden Wärmestrom  $\dot{q}$  und der Verdampfungsenthalpie:

$$\dot{m}_D = \frac{\dot{q}}{r} \quad (18)$$

Nach Gleichung (60) gilt für die Wärmestromdichte:

$$\dot{q} = \alpha \cdot (\vartheta_L - \vartheta_{KG}). \quad (60)$$

Der Wärmeübergangskoeffizient ergibt sich aus einer Nusseltfunktion (siehe Gleichung (19,20)). Diese Ermittlung des verdampfenden Wassermengenstromes wird abgesichert durch eine Messung des am Probekörper stattfindenden Masseverlustes, der unter den hier gewählten Bedingungen des ersten Trocknungsabschnitts konstant ist. Die den Rohling über die Stirnfläche verlassende Wassermassenstromdichte ist hierdurch ermittelt. Sie ist proportional zum Feuchtegradienten an der Probenoberfläche. Der Proportionalitätsfaktor ist der Feuchteleitkoeffizient (siehe Kapitel 2.5). Somit gilt:

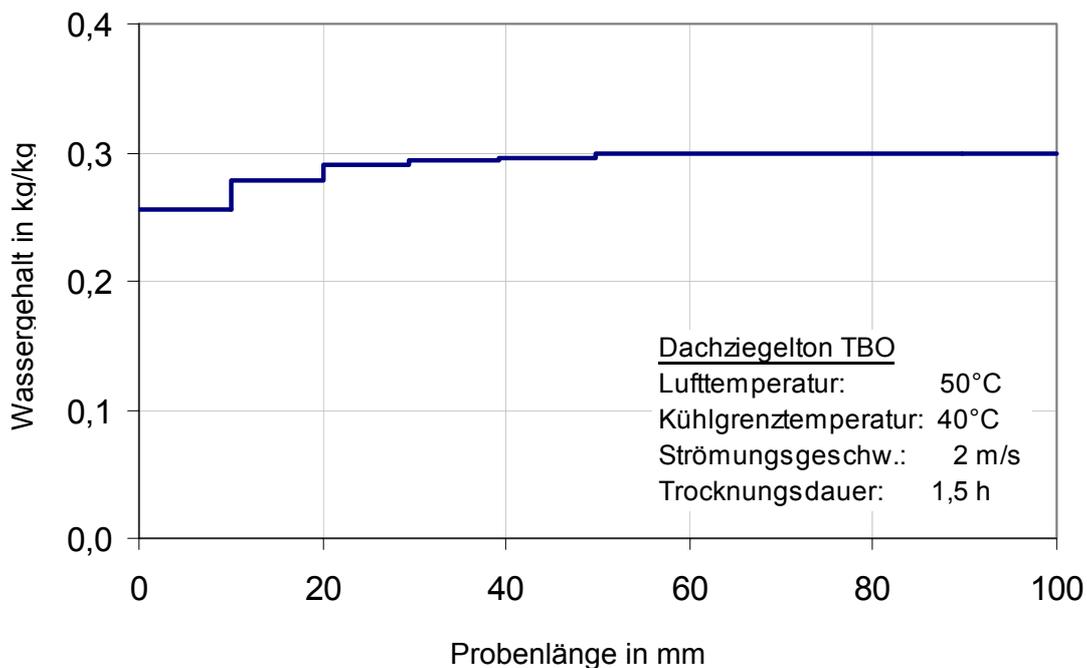
$$\dot{m} = -\kappa_R \cdot \rho_W \cdot \frac{\Delta\Psi}{\Delta z}. \quad (121)$$

$\kappa_R$  ist der Feuchteleitkoeffizient für den an der Oberfläche herrschenden Referenzwassergehalt  $\Psi_R$ . Unter Berücksichtigung der Gleichungen (85) und (88) ist somit der Zusammenhang zwischen dem Feuchteleitkoeffizienten  $\kappa$  und dem Wassergehalt  $\Psi$  für alle technisch in Frage kommenden Feuchtegehalte dieser Ziegelmasse bekannt.

Konkret wird beispielsweise die Feuchteleitfähigkeit des für den betrieblichen Einsatz noch abzumagernden Dachziegeltons TBO auf die oben geschilderte Weise ermittelt. Hierzu stellt man einen Rundstab von 100 mm Länge und 35 mm Durchmesser aus der homogenisierten und mit 30% Anmachwassergehalt versetzten Probemasse her. Die Probe wird in die isolierende Probehalterung entsprechend Bild 45 a eingebracht, luftdicht verpackt und auf 40°C erwärmt. Bei dieser Temperatur handelt es sich um die zum Luftzustand von 50°C und 55 % relative Feuchte gehörende Kühlgrenztemperatur.

Wenn die Temperatur im Probekörper ausgeglichen ist, wird die Abdeckung an der Stirnseite entfernt und der Probekörper wird in den Labortrockner gebracht. Dort herrscht der oben genannte Luftzustand, wobei die Luft die Rohlingsstirn mit einer Geschwindigkeit von 1,0 m/s beaufschlagt. Dieser Zustand wird der allgemeinen Beschreibung entsprechend über einen Zeitraum von 1,5 Stunden aufrecht erhalten. Der gewogene Wassermassenverlust des Probekörpers innerhalb dieses Zeitraumes beträgt 0,0034 kg/kg. Daraus errechnet sich eine Massenstromdichte des an der Probenstirn verdunsteten Wassers von 0,4 kg/(m<sup>2</sup>·h).

Für die hier vorliegende Staupunktströmung lässt sich der Wärmeübergangskoeffizient, wie in Kapitel 4.4 beschrieben, bestimmen. Mit der charakteristischen Länge von 0,035 m errechnet sich ein Wärmeübergangskoeffizient von  $27 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$  an der Stirnseite des Probekörpers. Mit der Lufttemperatur von  $50^\circ\text{C}$  und der Kühlgrenztemperatur von  $40^\circ\text{C}$  ergibt sich daraus eine Wärmestromdichte von  $270 \text{ W}/\text{m}^2$ . Da sie aufgrund der konstant bleibenden Probentemperatur ausschließlich der Wasserverdunstung dient, errechnet sich hieraus die Massenstromdichte zu  $0,38 \text{ kg}/(\text{m}^2 \cdot \text{h})$ . Diese unterscheidet sich um 5 % von dem aus dem Massenverlust ermittelten oben genannten Wert von  $0,4 \text{ kg}/(\text{m}^2 \cdot \text{h})$ . Die Abweichung findet ihre Ursache darin, dass es die geometrischen Abmessungen der Versuchsanlage nicht zulassen, großvolumigere Isolierungen des Probekörpers zu verwenden. Offensichtlich findet eine Wärmezufuhr also auch von anderen Seiten als der Stirnfläche statt. Der die abgegebene Wasserdampfmenge genauer beschreibende Wert basiert selbstverständlich auf der Probenwägung.



**Bild 46: Feuchteverteilung im Probekörper, Masse TBO**

Der Probekörper wird entsprechend Bild 45 b in der Nähe seiner Stirnfläche in mehrere Scheiben zerschnitten, diese einzeln ausgewogen und in ihrer Dicke ausgemessen. Die dabei in der Probe vorhandene Feuchteverteilung ist für das hier dargestellte Beispiel in Bild 46 aufgetragen. Die Differenz des Wassergehaltes  $\Delta y$  zwischen der ersten und zweiten Scheibe und die Differenz  $\Delta z$  der Scheibenmitten voneinander sind um den Quotienten aus Wasser- und Rohlingsdichte nach Glei-

chung (80) zu korrigieren. Damit bilden sie den Differenzenquotienten  $\Delta\Psi/\Delta z$ , der dem Feuchtegradienten an der Stirnseite annähernd gleicht.

In dem beschriebenen Fall hat der Gradient  $dy/dz$  den Wert 2,35/m. Die für diesen Gradienten relevante Massenstromdichte stimmt sicherlich nicht genau mit derjenigen überein, die wie oben berechnet an der Rohlingsoberfläche herrscht. Das liegt daran, dass ein Teil des an der Stirn verdunsteten Wassers seine Herkunft im unmittelbaren Stirnbereich findet und somit nicht zuvor durch die erste Schicht geströmt ist. Diese Abweichung dürfte im Bereich einiger Prozente liegen und ist daher generell nicht vernachlässigbar. Es muss aber berücksichtigt werden, dass die beschriebene Messmethode ein hohes Maß an Fehleranfälligkeit besitzt. Insbesondere ist dabei das Zerschneiden der Probe mit den dabei anfallenden Schnittverlusten zu nennen. Die aufgrund des natürlichen Materials „Ziegelton“ keinesfalls vollständige Homogenität und die nur endlich große Arbeitsgeschwindigkeit bei den vorzunehmenden Messungen sind ebenfalls erhebliche Fehlerquellen. Aus diesem Grund erscheint die Annahme einer Messgenauigkeit, die Fehlertoleranzen von weniger als  $\pm 10\%$  voraussetzt als unrealistisch. Dagegen dürfte die oben beschriebene Diskrepanz im Wassermengenstrom nicht von besonderer Bedeutung sein.

Im vorgestellten Beispielfall des Dachziegeltons TBO stellt sich ein Feuchteleitkoeffizient von  $\kappa_R = 18 \cdot 10^{-9} \text{ m}^2/\text{s}$  beim Referenzwassergehalt  $\Psi_R = 0,4 \text{ m}^3/\text{m}^3$  ein, wobei eine Genauigkeit von  $\pm 10\%$  angenommen wird. Für die vom Wassergehalt abhängige Feuchteleitfähigkeit bedeutet dies unter Berücksichtigung der Gleichungen (85) und (88):

$$\kappa = \kappa_R \cdot \left( \frac{\Psi}{\Psi_R} \right)^2 \quad \text{für } \psi \geq \psi_{Gr} \quad (85)$$

$$\kappa = \kappa_R \cdot \left( \frac{\Psi_{Gr}}{\Psi_R} \right)^2 \cdot 10^{6,7 \cdot (\Psi - \Psi_{Gr})} \quad \text{für } \psi \leq \psi_{Gr}. \quad (88)$$

Damit ist der Feuchteleitkoeffizient, wie er im Simulationsprogramm verwendet wird, ermittelt. Die gemessenen Feuchteleitkoeffizienten sind, nun umgerechnet auf  $25^\circ\text{C}$  und eine Feuchte von  $0,25 \text{ kg/kg}$ , in Tabelle 2 zusammengefasst. Bei der Masse TBO handelt es sich um einen relativ fetten Ton, der für den betrieblichen Einsatz mit Magerungstoffen versetzt wird. In diesem Zustand weist die Masse MBO eine relativ gute Feuchteleitfähigkeit auf und erlaubt es, mit hinreichender Geschwindigkeit spannungsarm getrocknet zu werden. Auch die Masse TDE ist ein

relativ fetter Ton, der eine vollkommen andere mineralogische Zusammensetzung als TBO aufweist. Selbstverständlich ist es auch bei TDE notwendig, den Ton zu magern, um eine betriebliche Fertigung mit hinreichender Spannungsarmut beim Trocknungsvorgang sicherzustellen. Die in der Vormauerziegelei DE zum Einsatz kommende Betriebsmischung trägt die Bezeichnung MDE. Sie ähnelt in ihrer Feuchteleitfähigkeit der Dachziegelmasse MBO.

Masse- bezeichnung	Feuchteleitkoeffizient (Einzelwerte) in $10^{-9} \text{ m}^2/\text{s}$	Feuchteleitkoeffizient $\kappa_R$ (Mittelwert) in $10^{-9} \text{ m}^2/\text{s}$
<b>TBO</b>	20 17 16 18	<b>18</b>
<b>MBO</b>	69 82 84 75	<b>78</b>
<b>TDE</b>	8 14 14 8	<b>11</b>
<b>MDE</b>	72 92 75 94	<b>83</b>

**Tabelle 2: Für Ziegeltone ermittelte Feuchteleitkoeffizienten beim Wassergehalt  $y=0,25 \text{ kg/kg}$  und  $25^\circ\text{C}$**

### 4.3 Bestimmung der Diffusionswiderstandszahl

Wie in Kapitel 2.3.2 gezeigt, ist innerhalb des zweiten Trocknungsabschnitts die Diffusion des am Trocknungsspiegel entstehenden Wasserdampfes zur Rohlingsoberfläche von großer Bedeutung. Sie wird durch die Gleichung (28) beschrieben:

$$\dot{m}_{Dh} = \frac{D}{\mu \cdot s_{tr}} \cdot \frac{p}{R_D \cdot T} \cdot \ln \frac{p - p_{D0}}{p - p_{DK}} \quad (28)$$

Der Diffusionskoeffizient  $D$  beschreibt die Diffusion von Wasserdampf in Luft innerhalb eines nicht durch sonstige Widerstände behinderten freien Raumes. Dem

gegenüber fasst die Widerstandszahl  $\mu$  die den tatsächlichen Verhältnissen entsprechenden Behinderungen einer freien Diffusion zu einem einzigen Zahlenwert zusammen. Dieser gibt an, um welchen Quotienten der Diffusionsmassenstrom zu vermindern ist, wenn Einengungen, Verschlängelungen und sonstige Strömungswiderstände einer ungestörten Diffusion im Wege stehen. Zahlenwerte der Diffusionswiderstandszahl werden beispielsweise in Krischer [21] Tabelle 4.3 dargestellt. Während dort und in anderer Literatur die Diffusionswiderstandszahl für unterschiedliche Ziegel aufgeführt werden, sind jedoch entsprechende Werte für Ziegelrohstoffe weitgehend unbekannt. Es gibt lediglich einige Firmenangaben für die mit trockenen Ziegelrohstoffen verwandten Lehmziegel. Diese liegen im Allgemeinen in einer Größenordnung von  $\mu=10$ . Je nach Porosität weichen die angegebenen Werte nach oben oder unten ab.

Die Diffusionswiderstandszahl ist aus der Porosität des trockenen Rohstoffes – die Porosität gleicht dem volumetrischen Wassergehalt  $\Psi_{SE}$  beim Schwindungsende – und der Tortuosität  $\tau$ , einem Maß für die Verschlängelung der Porenwege im Rohling, zusammengesetzt. Daher kann die Diffusionswiderstandszahl aus der Kenntnis dieser Teilgrößen errechnet oder abgeschätzt werden. Es gilt:

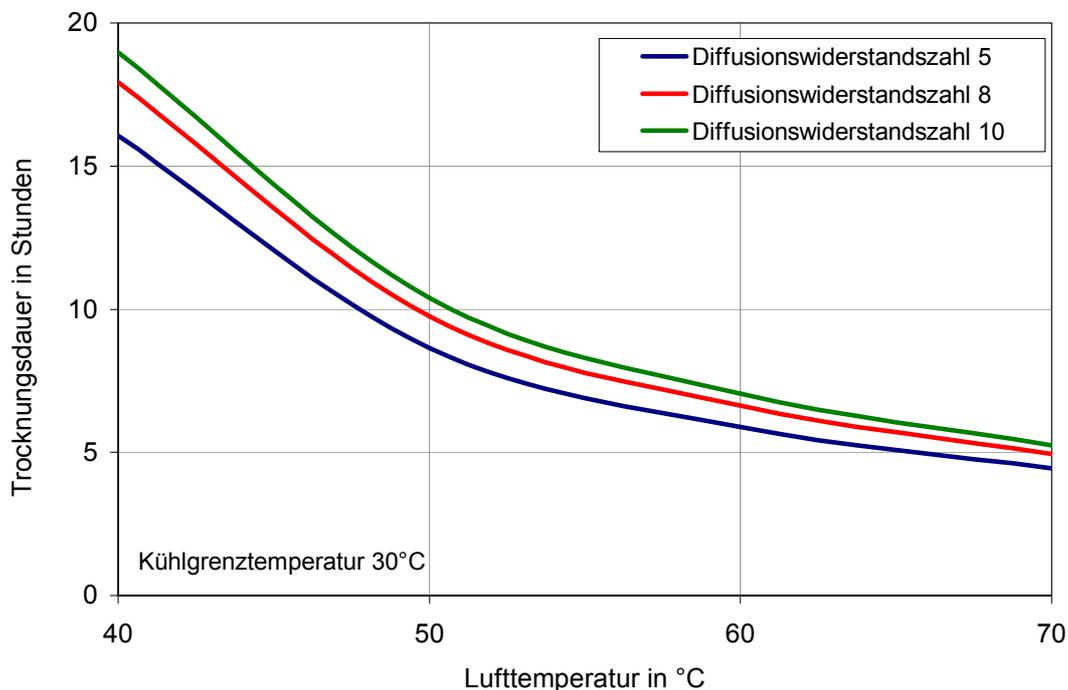
$$\mu = \frac{\tau}{\Psi_{SE}} \quad (122)$$

Die Porosität  $\Psi_{SE}$  des jeweils betrachteten Ziegelrohstoffes ergibt sich nach Kapitel 3.3.2 aus den Rohstoffkenngrößen einschließlich des Endmaßes der Trockenschwindung. Sie wird in dem in Kapitel 3.3.4 vorgestellten Rechenprogramm als „offene Porosität im trockenen Zustand“ ausgegeben.

Stellt man sich den Ziegelrohstoff als Ansammlung von unregelmäßig kantigen Feststoffpartikeln vor, die durch Oberflächenkräfte aneinander haften, so ist davon auszugehen, dass die Tortuosität  $\tau$  innerhalb des Porenraums zwischen derjenigen von lose geschütteten Gütern unterschiedlicher Korngrößen und in der Lebensmittelindustrie eingesetzten pulvrigen Stoffen liegen dürfte. Daher sind Tortuositäten im Bereich von  $\tau=1,5-2,5$  zu erwarten. Bei besonders dichten Materialien sind gegebenenfalls auch größere Werte möglich. Für den Rohling eines porosierten Mauerziegels, der eine offene Porosität von zum Beispiel  $\Psi_{SE}=0,3$  aufweist und für den eine Tortuosität von  $\tau=1,5$  angenommen wird, würde sich demnach die Diffusionswiderstandszahl  $\mu=5$  ergeben. Bei einem aus relativ fetten Ton geformten Klinkerrohling beträgt die offene Porosität beispielsweise nur  $\Psi_{SE}=0,25$ . Die Tortuosität wäre aufgrund des höheren Feinstanteils jedoch eher mit dem oberen der

zuvor genannten Grenzwerte, nämlich mit  $\tau=2,5$ , anzusetzen. In diesem Fall beträgt die Diffusionswiderstandszahl  $\mu=10$ .

Es bietet sich an, konkrete Werte für Diffusionswiderstandszahlen dadurch zu ermitteln, dass man das in Kapitel 3.3.4 vorgestellte Simulationsprogramm durch Vergleich mit Messwerten indirekt zur Bestimmung der Diffusionswiderstandszahl verwendet. Dennoch scheint es nicht sinnvoll zu sein, einer exakten Bestimmung von Diffusionswiderstandszahlen im Rahmen dieser Arbeit nachzugehen. Denn deren Einfluss wirkt sich lediglich auf die Dauer des zweiten Trocknungsabschnitts aus und kann in diesem durch geringe Veränderungen der Trocknungsbedingungen, insbesondere der Lufttemperatur überspielt werden. Hierzu sei auf Bild 47 verwiesen. Dort sind für eine beispielhafte Rohlingsplatte die Trocknungszeiten in Abhängigkeit der Lufttemperatur bei unterschiedlichen Diffusionswiderstandszahlen dargestellt. Man erkennt, dass die Gesamttrocknungsdauer von 12 Stunden, wie sie sich bei einer Lufttemperatur von  $45^{\circ}\text{C}$  und einer Diffusionswiderstandszahl von  $\mu=5$  einstellt, auch dann erreicht wird, wenn die Diffusionswiderstandszahl mit  $\mu=8$  um mehr als ein Drittel größer ist, sofern die Lufttemperatur um 2 K angehoben wird.



**Bild 47: Einfluss der Diffusionswiderstandszahl und Lufttemperatur auf die Trocknungsdauer**

Das besondere Interesse der Ziegelindustrie an den Vorgängen der Rohlingstrocknung betrifft, wie mehrfach erläutert, den schwindungsbehafteten Teil des ersten Trocknungsabschnitts. Insbesondere deshalb kommt der hier beschriebenen Wasserdampfdiffusion durch die getrocknete Außenschale des Ziegelrohlings im zweiten Trocknungsabschnitt eine geringere Bedeutung zu. Es ist daher nur von untergeordneter Bedeutung, über genaue Daten zur Diffusionswiderstandszahl zu verfügen, so dass die hier beschriebene Vorgehensweise, nämlich eine Abstützung auf die offene Porosität und eine geschätzte Tortuosität, für den vorgesehenen Zweck vollkommen ausreicht.

#### 4.4 Bestimmung des Wärmeübergangskoeffizienten

Der Wärmeübergangskoeffizient lässt sich aus der Nusseltfunktion errechnen:

$$\text{Nu} = \frac{\alpha \cdot l}{\lambda} \quad (19)$$

Für eine Staupunktströmung, wie sie in dem in Kapitel 5.1 beschriebenen Versuchstrockner herrscht, gilt [42]:

$$\text{Nu} = 0,9 \cdot \text{Re}^{0,5} \cdot \text{Pr}^{0,42} \quad (123)$$

mit:

$$\text{Re} = \frac{w \cdot l}{\nu} \quad (23)$$

und:

$$\text{Pr} = \frac{\nu}{a} \quad (24)$$

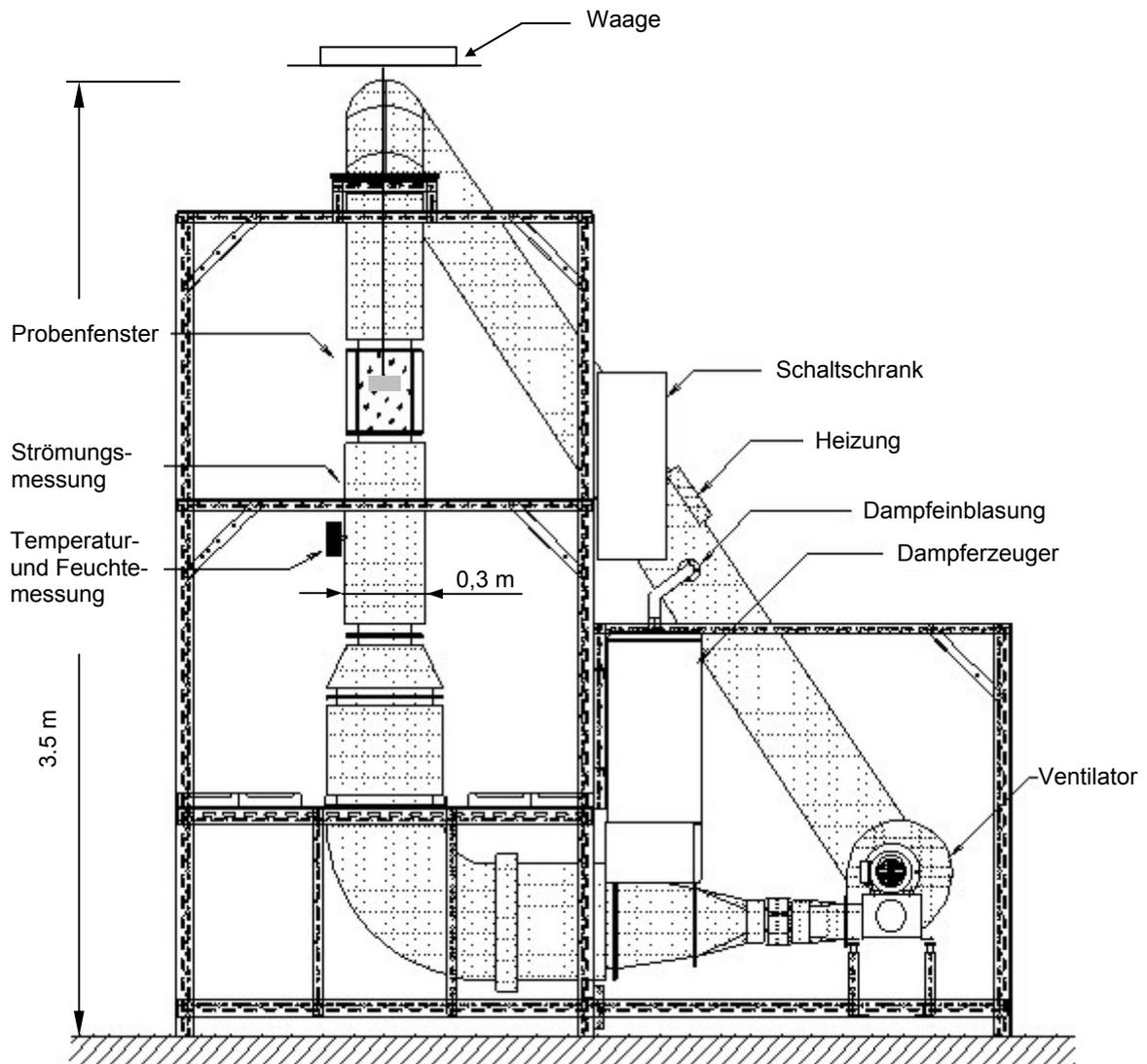
Die charakteristische Länge  $l$  ist bei der Nutzung der Gleichung (23) die Überströmungslänge des Probekörpers.

## 5 Vergleich der errechneten und gemessenen Daten zur Trocknung plattenförmiger Ziegelrohlinge

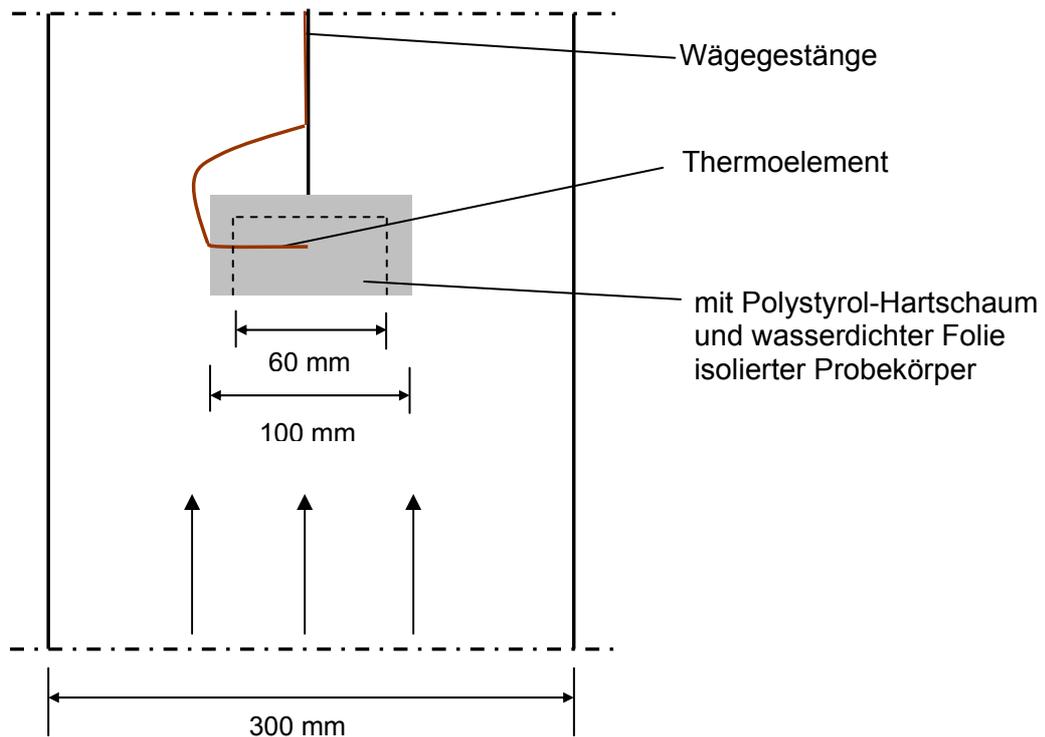
Zur Verifizierung des Rechenprogramms werden Messungen im Betrieb und im Labor durchgeführt.

### 5.1 Beschreibung der Versuchsanlage

Die experimentellen Untersuchungen werden in einem Kreislaufstromungstrockner vorgenommen.



**Bild 48: Versuchsanlage**



**Bild 49: Schnitt durch die Probenkammer des Labor-Kreislaufströmungstrockners**

Der in Bild 48 gezeigte Trockner besteht aus einem geschlossenen Rohrsystem mit einem senkrecht angeordneten Versuchskanal. Im Bereich des Versuchsraums ist der Strömungskanal allseitig isolierverglast, so dass die Formlinge während des Versuchsablaufs beobachtet werden können. An der Vorderseite lässt sich die Verglasung zum Einlegen beziehungsweise Herausnehmen der Probekörper öffnen. Das Rohrsystem ist isoliert, um Wärmeverluste und Kondensationen zu vermeiden.

Zur Einstellung des Klimas sind folgende Aggregate installiert:

- ein geregelter Dampferzeuger, mit dem Dampf zur Befeuchtung der Luft in das Rohrsystem eingeblasen wird,
- eine manuell verstellbare Luftklappe, die das Zumischen von Frischluft ermöglicht,
- ein temperaturgeregeltes Heizregister, das die feuchte Luft erwärmt.

Mit einem frequenzgeregelten Ventilator kann die Luftströmung auf gewünschte Geschwindigkeiten eingestellt werden. Unmittelbar vor dem Versuchsraum werden

die Temperatur, die Feuchte (anhand einer Psychrometermessung) und die Strömungsgeschwindigkeit der Luft gemessen. Die Regelung des Versuchsklimas und der Strömungsgeschwindigkeit gibt man durch einen Programmgeber vor. Von oben sind ein Wägesystem sowie Thermoelemente zur Messung der Proben temperatur in die Messkammer eingeführt.

Nachfolgende trocknungstechnisch relevante Parameter werden mit Hilfe der installierten Messtechnik erfasst und kontinuierlich aufgezeichnet:

- Lufttemperatur und -feuchte
- Strömungsgeschwindigkeit
- Probenmasse
- Probentemperatur
- Probenschwindung.

Diese in Bild 48 gezeigte Anlage erlaubt sehr präzise Messungen und eignet sich daher besonders gut für den Abgleich zwischen Berechnungen und Messergebnissen. Der jeweilige Rohling kann während der Trocknung in der Prüfkammer beobachtet werden. Somit ist es möglich, den exakten Zeitpunkt des Auftretens eventueller Trockenrisse, den Beginn des Lufteindringens in den Porenraum (durch Graufärbung) und eventuell durch Schwindvorgänge entstehende Verkrümmungen und Risse visuell zu beobachten.

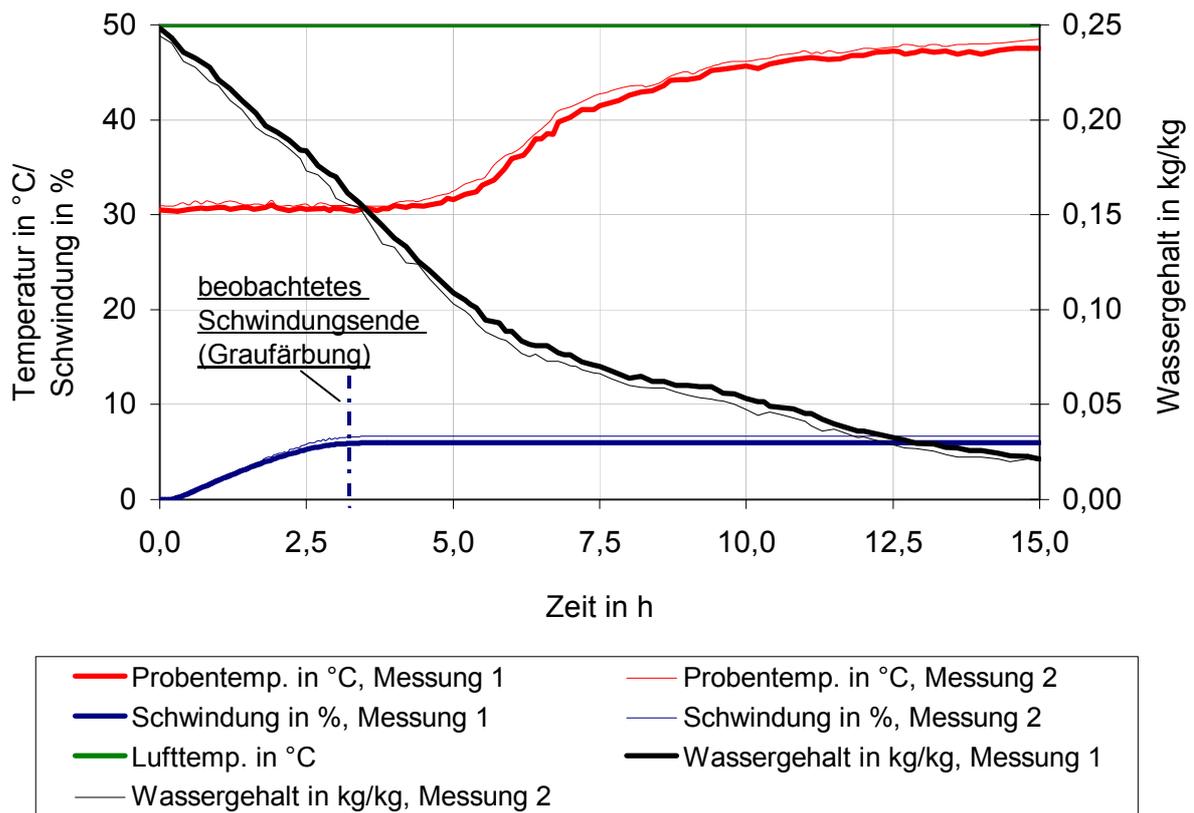
Um im Trocknungskanal stationäre Zustände zu gewährleisten, fährt man die Anlage etwa zwei Stunden vor Versuchsbeginn an, und stellt die Versuchsparameter (Lufttemperatur, relative Feuchte und Strömungsgeschwindigkeit) ein.

Der mit einer Plastikfolie umhüllte Probekörper wird in einem Thermostaten kontrolliert und ohne Feuchteverlust auf die Kühlgrenztemperatur erwärmt. Für die Vergleichsuntersuchungen werden plattenförmige Probekörper mit 20 mm Dicke präpariert und in eine Haltevorrichtung eingebracht, so dass nur eine große Fläche des Probekörpers von der Trockneratmosphäre angeströmt werden kann (siehe [Bild 49](#)). Alle anderen Seiten sind hingegen durch einen mikroporösen Polystyrol-Hartschaum (*Jackodur*, WZ) von 20 mm Dicke nahezu adiabat umhüllt. Den Probekörper mit seiner Halterung verbindet man so mit der Aufhängevorrichtung, dass die offene Rohlingsfläche von unten dem Luftstrom ausgesetzt ist. Die Probe wird nicht längs angeströmt, da sich dann durch die Stirnfläche ein Fehler bei der Berechnung des Wärmeübergangskoeffizienten ergibt. Die Versuchseinrichtung unterscheidet sich somit dahingehend von den Voraussetzungen der Simulationsrechnung, dass in ihm eine nur einseitige Trocknung stattfindet. Daher ist es not-

wendig, bei einer Nachrechnung mit dem Simulationsprogramm die doppelte Plattendicke einzusetzen.

## 5.2 Vergleich der errechneten Werte mit Labormessungen

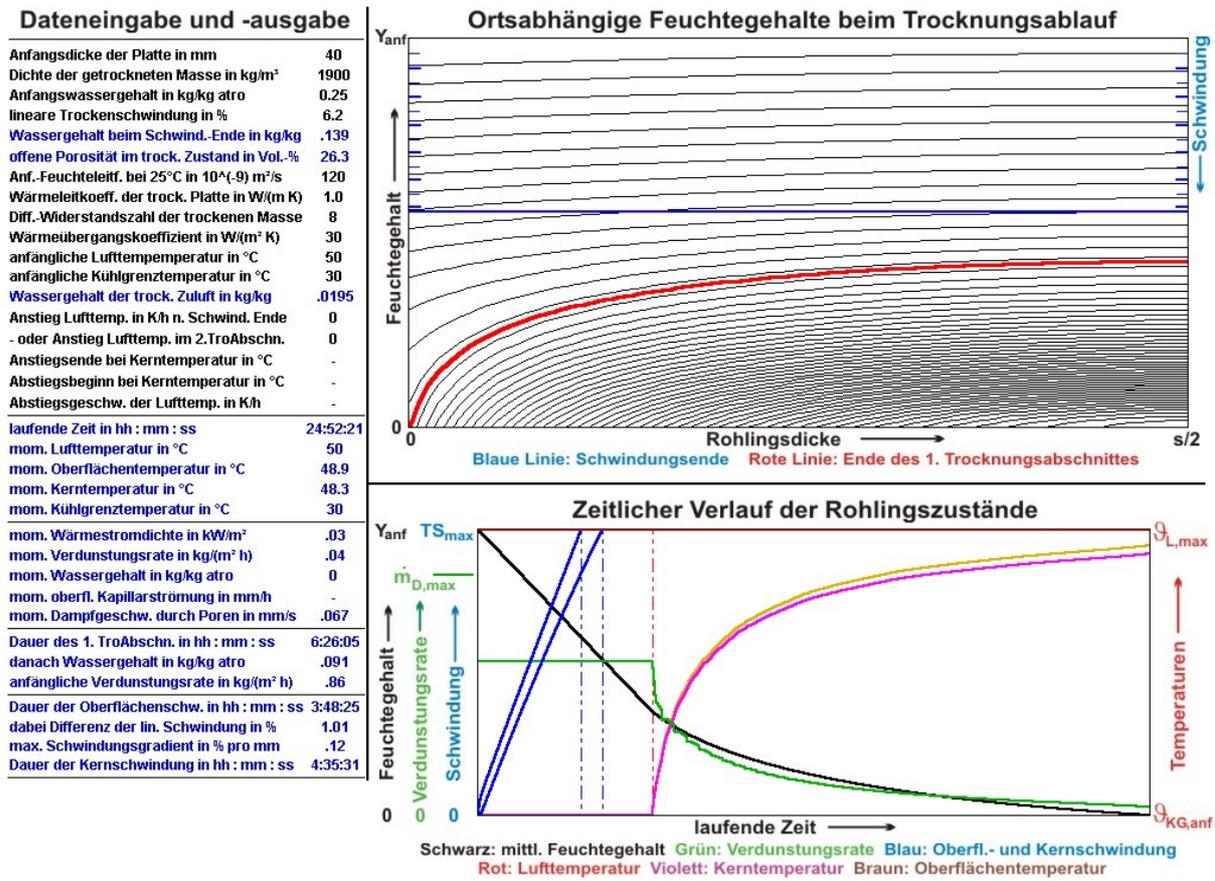
Beispielhaft seien drei verschiedene Versuche an je zwei Probekörpern der Masse MDE (Messung 1 und 2) nachfolgend näher erläutert. Die Probekörper haben eine Dicke von 20 mm und eine seitliche Ausdehnung als Quadrat von 60 x 60 mm<sup>2</sup>. Die Probekörper werden in den ersten beiden Versuchen mit einer Strömungsgeschwindigkeit von 2 m/s mit Luft von 50°C angeströmt. Diese Luft ist so konditioniert, dass ihre Kühlgrenztemperatur 30°C beträgt. Für den Wärmeübergangskoeffizienten ergibt sich nach den in Kapitel 4.3 beschriebenen Beziehungen  $\alpha = 30 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ .



**Bild 50: Versuch 1**

Im ersten Versuch verbleibt der Probekörper während der gesamten beobachteten Trocknungsdauer in gleichbleibender Atmosphäre. Der sich dann einstellende zeitliche Verlauf der Rohlingstemperatur (das Thermoelement befindet sich in der

Rohlingsmitte) ist ebenso wie die Lufttemperatur in Bild 50 aufgetragen. Des Weiteren ist in diesem Bild die Abnahme des Wassergehaltes im Laufe der Trocknung verzeichnet. Die messtechnisch erfasste Schwindung der Rohlingsoberfläche ist ebenfalls dargestellt. Darüber hinaus wird das Schwindungsende durch visuelle Beobachtung der Rohlingsfarbe (Hellgraufärbung, siehe Kapitel 2.7) festgestellt.

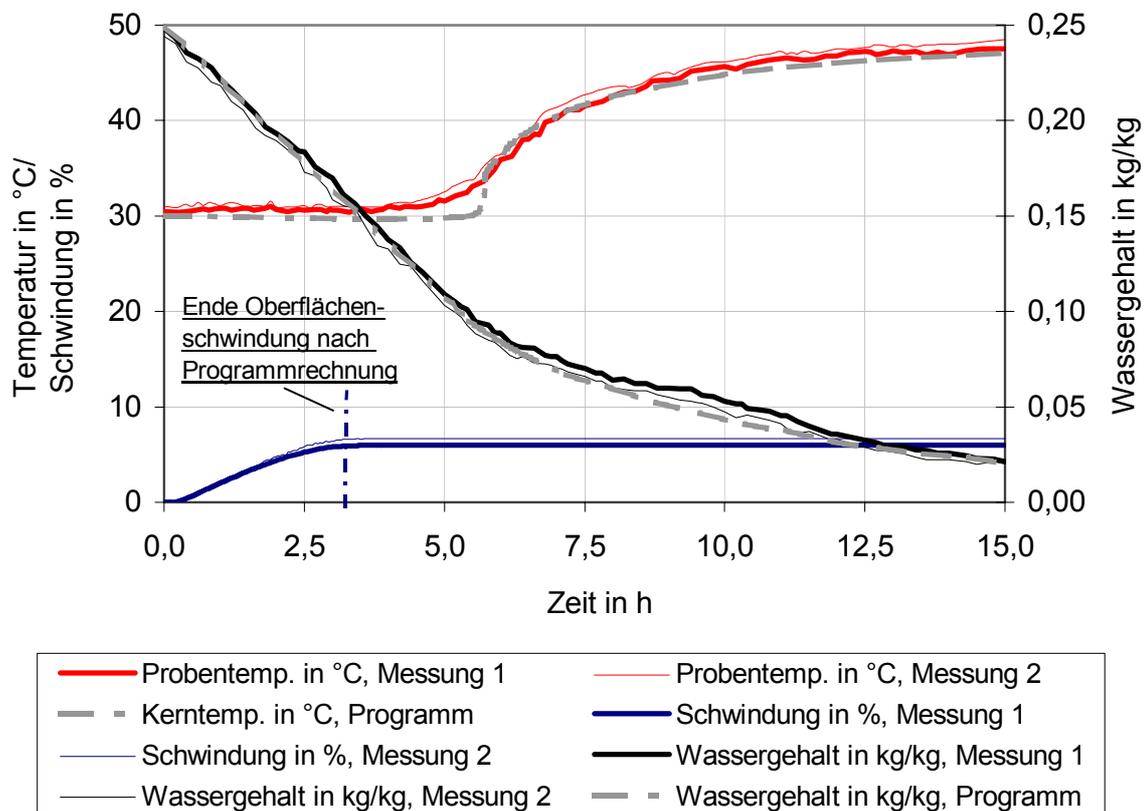


**Bild 51: Mathematische Simulation des ersten Versuches**

Man erkennt, dass die Rohlingstemperatur über einen Zeitraum von etwa 5,5 Stunden nahezu der Kühlgrenztemperatur gleicht. Die sich aus der Wägung ergebende Verdunstungsrate beträgt hierbei ungefähr 3,6 g/h. Dies entspricht 1,0 kg/(m<sup>2</sup>·h). Bereits nach etwas über 3 Stunden ist die Schwindung des Materials beendet. Sie beläuft sich auf eine lineare Trockenschwindung von ca. 6 %. Der Anstieg der Trockenguttemperatur nach circa 5,5 Stunden stimmt in etwa mit dem Ende der linearen Wasserabnahme überein und markiert demnach den Beginn des zweiten Trocknungsabschnitts. Der Versuch wurde nach 15 Stunden abgebrochen. Zu diesem Zeitpunkt war die Geschwindigkeit der Massenabnahme nur noch sehr langsam, und die Rohlingstemperatur hatte nahezu die Lufttemperatur erreicht. Eine Nachtrocknung bei 100°C mit Ermittlung des Restwassergehaltes ergab, dass

beim Versuchsabbruch noch ein Wassergehalt von ca. 2 % im Rohling enthalten war.

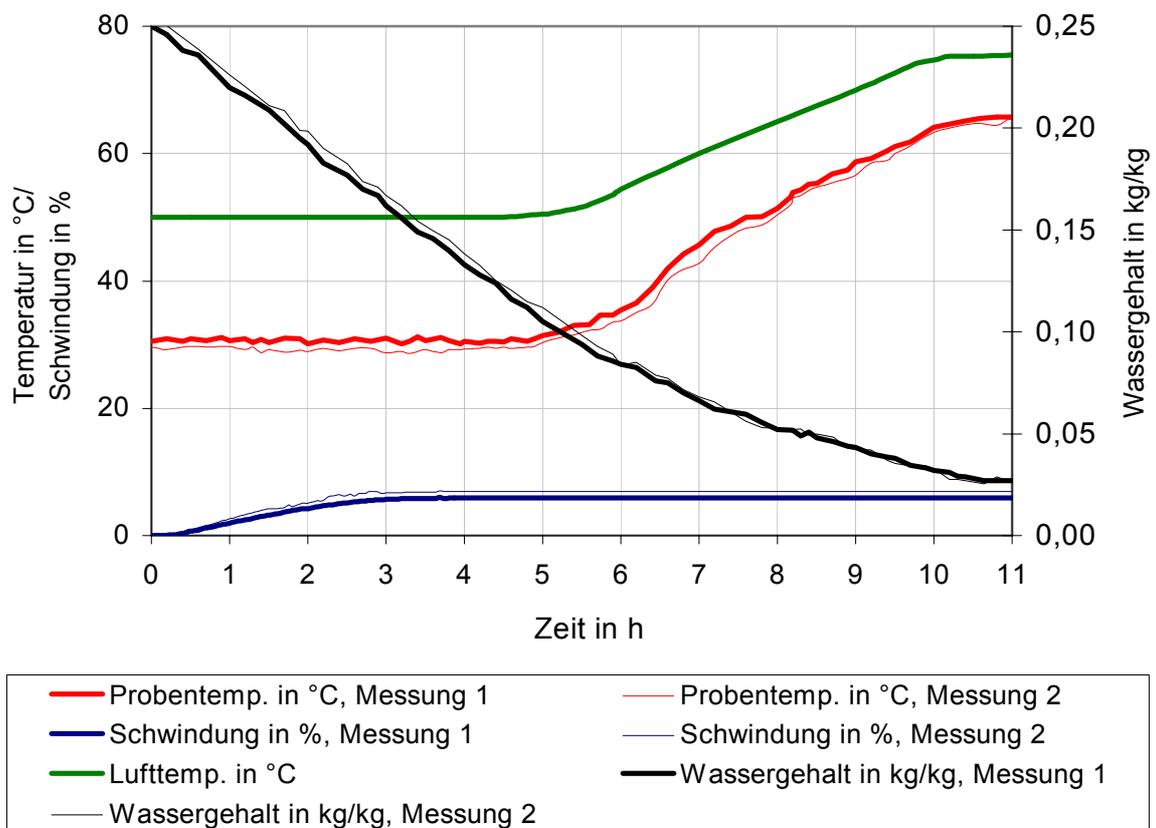
Vergleichsweise wurde eine Simulation der Rohlingstrocknung unter gleichen Randbedingungen mit Hilfe des mathematischen Modells durchgeführt. Als Besonderheit ist hierbei lediglich zu erwähnen, dass die dort angesetzte Rohlingsdicke nicht 20, sondern 40 mm beträgt, da das mathematische Modell, wie oben beschrieben, von einer beidseitigen Trocknung der Platte ausgeht. Diese Simulation ist in Bild 51 dargestellt und lässt eine weitgehende Übereinstimmung mit den Messergebnissen erkennen. Bei genauerer Betrachtung fällt jedoch auf, dass der erste Trocknungsabschnitt in der Simulationsrechnung etwa eine Stunde länger dauert. Auch das Ende der Oberflächenschwindung wird in der Rechnung mit 3:48 Stunden deutlich später angegeben, als es die Messung ergab.



**Bild 52: Vergleich zwischen Messung und Simulation, Versuch 1, Berechnung mit einem Wärmeübergangskoeffizienten von 35 W/(m<sup>2</sup>·K)**

Durch Parametervariation lässt sich feststellen, dass die gemessenen Verhältnisse in der Simulation sehr gut angenähert werden, wenn der Wärmeübergangskoeffizient dort mit 35 W/(m<sup>2</sup>·K), also um etwa 17 % höher als bei der Messung, ange-

nommen wird. Diese Abweichungen zwischen dem Wärmeübergangskoeffizienten nach Kapitel 4.4 und dem für die Simulation erforderlichen Wärmeübergangskoeffizienten werden bei allen Vergleichsmessungen festgestellt. Das deutet darauf hin, dass entweder die Ermittlung des Wärmeübergangskoeffizienten nach Kapitel 4.4 reproduzierbare Ungenauigkeiten aufweist oder dass die Isolation des Probekörpers unvollkommen ist und ein unkontrolliertes Eindringen von Wärme über die vermeintlich adiabaten Seiten zulässt. Andererseits ist die Abweichung von etwa 17 % zwischen dem gemessenen und berechneten Wärmeübergang für technische Prozesse sicherlich akzeptabel und keinesfalls unüblich.

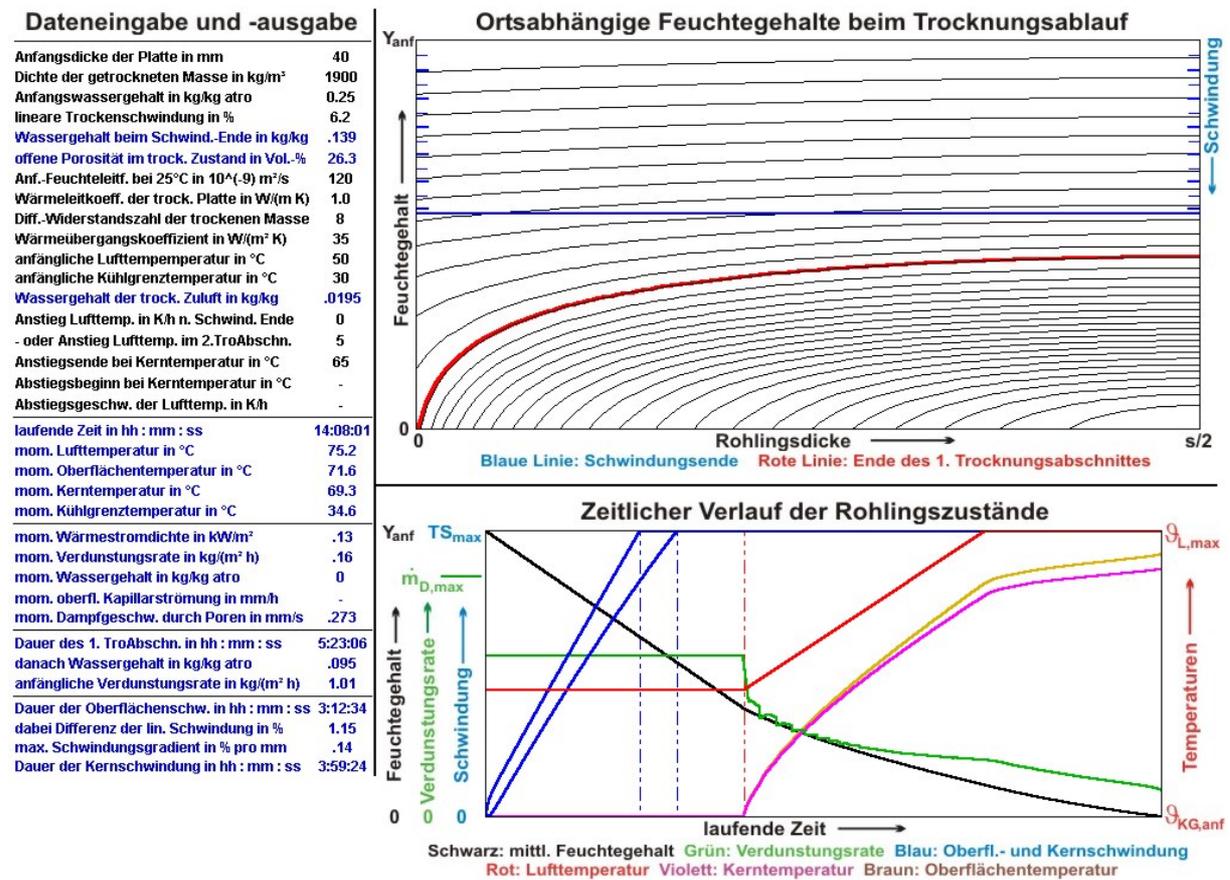


**Bild 53: Versuch 2**

In Bild 52 sind die aus den oben beschriebenen Messungen ermittelten und aus der Simulationsrechnung erhaltenen Trocknungsdaten eingetragen. Die Rechnung wurde mit einem Wärmeübergangskoeffizienten von  $35 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$  durchgeführt. Man erkennt nun fast keinerlei Abweichungen zwischen den gemessenen und den berechneten Trocknungsparametern. Es fällt lediglich auf, dass der in der mathematischen Simulation vorhandene scharfe Knick im Temperaturverlauf des Rohlings am Ende des ersten Trocknungsabschnittes in den Messergebnissen stark abgerundet ist. Hierin zeigt sich, dass es sich bei dem angenommenen Knickpunkt

im Temperaturverlauf zwischen dem ersten und zweiten Trocknungsabschnitt um ein Modell handelt, dass die wirklichen Vorgänge zwar gut annähert, mit ihnen jedoch nicht genau übereinstimmt. Insbesondere ist nicht anzunehmen, dass der aus dem Platteninneren nachströmende Kapillarwasserfluss exakt über die gesamte Oberfläche zum gleichen Moment abreißt.

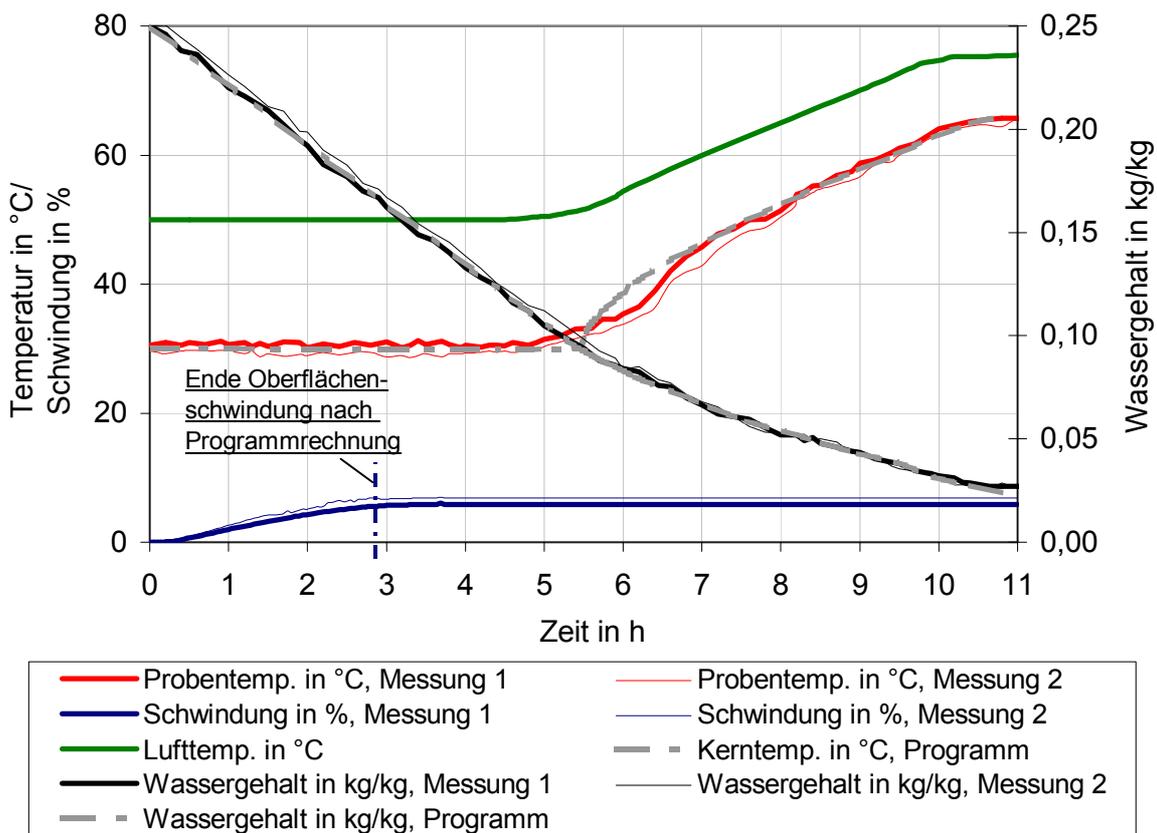
In einem zweiten Versuch wird die Trocknung eines vergleichbaren Rohlings unter denselben Randbedingungen durchgeführt, mit der Ausnahme, dass nach dem Ende des ersten Trocknungsabschnitts eine lineare Erhöhung der Lufttemperatur um 5 K/h stattfindet. Dieser Anstieg der Lufttemperatur wird nach oben auf 75°C begrenzt, um sicherzustellen, dass die Kerntemperatur des Rohlings nicht über 70°C hinaus anwächst. Hiermit soll vermieden werden, dass es zu einem nennenswerten Abfall der Rohlingsfestigkeit am Trocknungsende kommt. Da aus Versuch 1 bekannt ist, dass der erste Trocknungsabschnitt etwa 5,5 Stunden dauert, wurde der Temperaturanstieg der Trocknerluft so vorgegeben, dass er 5,5 Stunden nach Trocknungsbeginn einsetzt. Es wurde ferner sichergestellt, dass der Wassergehalt der trockenen Zuluft vor und während des Temperaturanstiegs konstant bleibt.



**Bild 54: Mathematische Simulation des zweiten Versuches**

Die in Bild 53 dargestellten Versuchsergebnisse zeigen, dass der Restwassergehalt, bei dem die Trocknung im ersten Versuch abgebrochen wurde, nun bereits nach 11 Stunden erreicht wird. Die Trocknungsdauer konnte durch diese Maßnahme also um etwa ein Viertel vermindert werden. Des Weiteren zeigt Bild 53, dass der erste Trocknungsabschnitt nach etwa 5,5 Stunden beendet ist. Generell lässt sich feststellen, dass zuvor keine Veränderungen gegenüber dem ersten Versuch stattfinden.

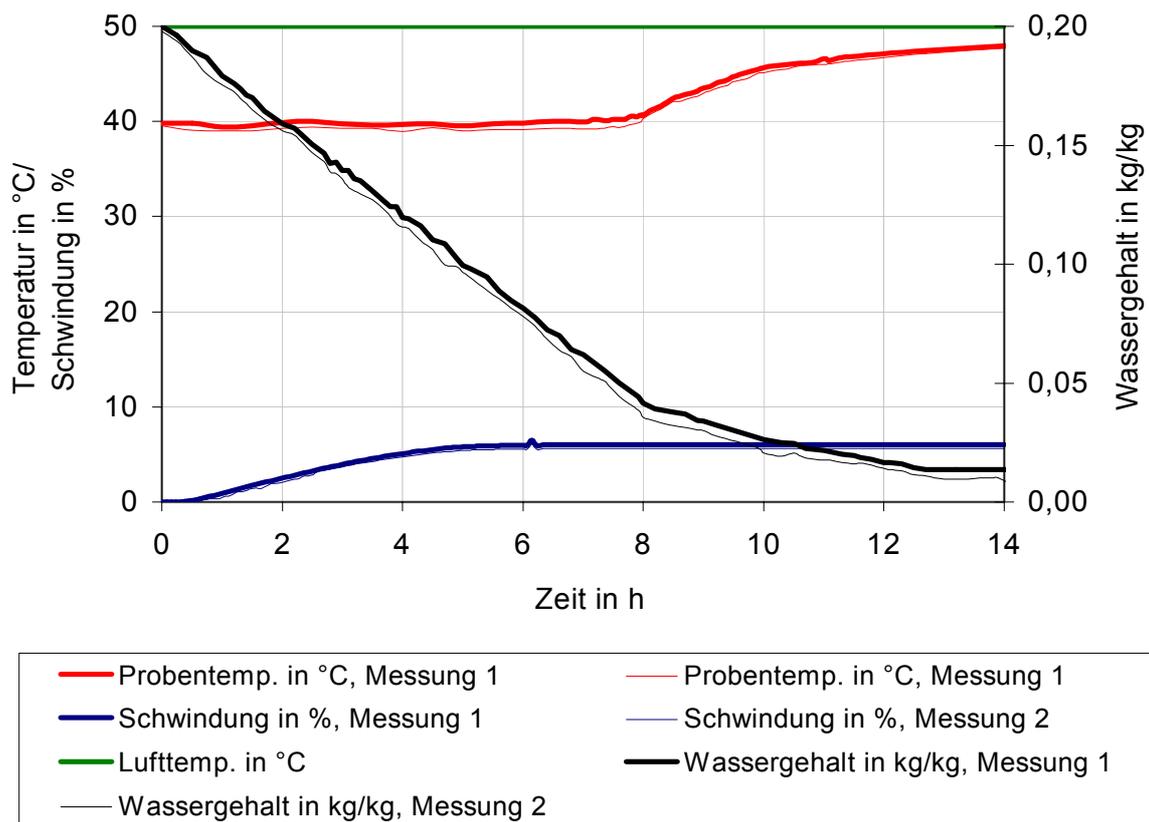
Zum Vergleich wurde die Trocknung unter den gleichen Randbedingungen wie im Versuch 2 mit dem Simulationsprogramm durchgeführt, mit der Ausnahme, dass nicht der nach Kapitel 4.4 errechnete Wärmeübergangskoeffizient von  $30 \text{ W}/(\text{m}^2\cdot\text{K})$  sondern einer von  $35 \text{ W}/(\text{m}^2\cdot\text{K})$  benutzt wurde. Die Rechenergebnisse stellt Bild 54 dar. In Bild 55 sind die aus den Messungen erhaltenen und die aus der Simulation ermittelten Trocknungsdaten eingetragen. Die mathematische Simulation zeigt eine gute Übereinstimmung mit den Messergebnissen.



**Bild 55: Vergleich zwischen Messung und Simulation, Versuch 2, Berechnung mit einem Wärmeübergangskoeffizienten von  $35 \text{ W}/(\text{m}^2\cdot\text{K})$**

Im dritten Beispiel wird 50°C warme Trocknerluft so konditioniert, dass sich eine Kühlgrenztemperatur von 40°C einstellt. Die Strömungsgeschwindigkeit beträgt 4 m/s. Aus den in Kapitel 4.4 beschriebenen Beziehungen ergibt sich daraus ein Wärmeübergangskoeffizient von 42 W/(m<sup>2</sup>·K).

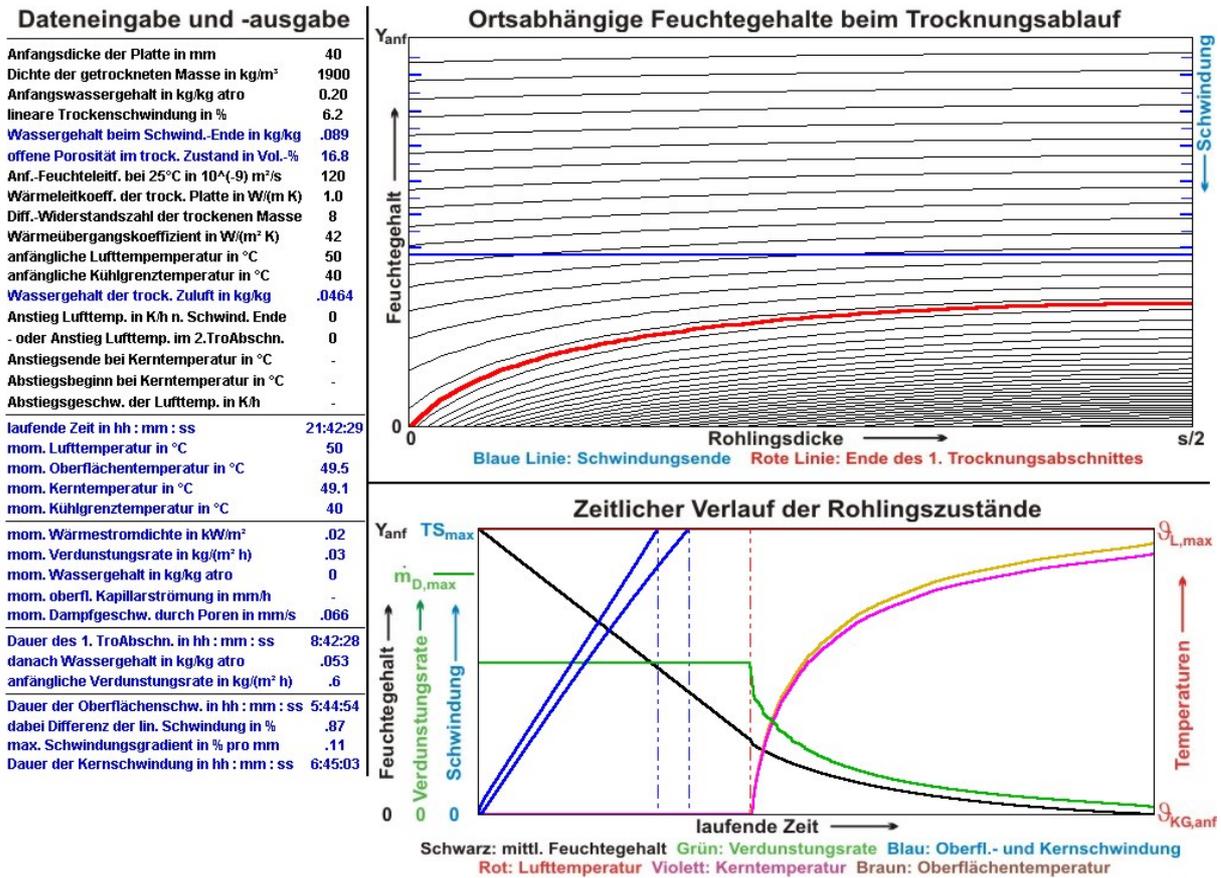
Bild 56 zeigt die Messergebnisse. Der Wassergehalt des Probekörpers nimmt über einen Zeitraum von etwa 8 Stunden linear ab. Aus der Wägung erhält man während dieser Zeit eine Verdunstungsrate von circa 2,3 g/h. Das entspricht einer Trocknungsgeschwindigkeit von 0,65 kg/(m<sup>2</sup>·h). Die Schwindung ist nach etwas über 5 Stunden beendet. Der Probekörper nimmt über einen Zeitraum von etwa 8 Stunden näherungsweise die Kühlgrenztemperatur an. Danach erhöht sich seine Temperatur. Der Anstieg der Guttemperatur stimmt in etwa mit dem Ende der linearen Wasserabnahme überein und markiert den Beginn des zweiten Trocknungsabschnittes nach circa 8 Stunden. Der Versuch wurde nach 14 Stunden abgebrochen. Das Trockengut hatte zu dieser Zeit noch eine Restfeuchte von etwa 1%.



**Bild 56: Versuch 3**

Auch in diesem Fall ergibt sich bei der Rechnung (Bild 57) ein höherer Trocknungszeitbedarf als bei der Messung. Der erste Trocknungsabschnitt ist rechnerisch nach

8:42 Stunden beendet, die Oberflächenschwindung nach 5:45 Stunden. Die berechnete Trocknungsgeschwindigkeit beträgt im ersten Trocknungsabschnitt 0,6 kg/(m<sup>2</sup>·h).

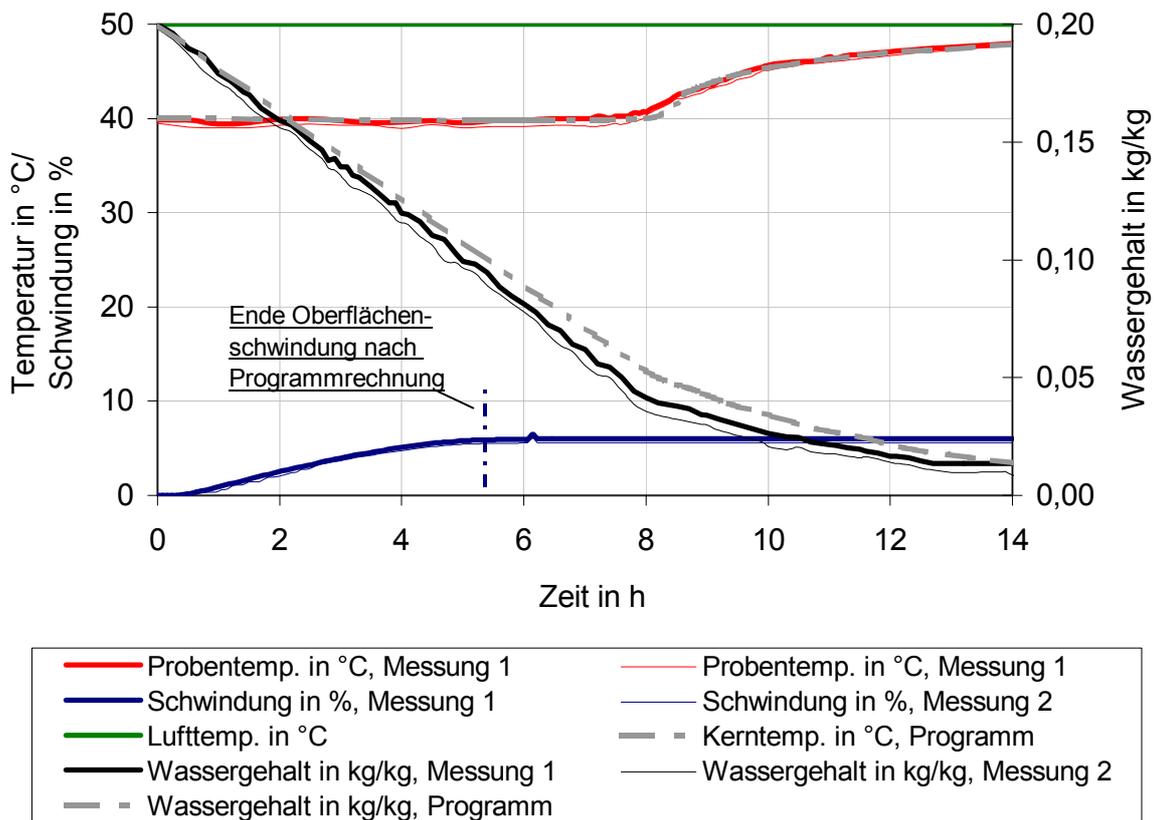


**Bild 57: Mathematische Simulation des dritten Versuches**

Aus Parametervariationen ergibt sich, dass die in den Messungen erhaltenen Daten dann näherungsweise mit der Rechnung übereinstimmen, wenn der Wärmeübergangskoeffizient gegenüber demjenigen der Messung um 12 % erhöht wird, also von 42 auf 47 W/(m<sup>2</sup>·K) gesetzt wird. Die Ergebnisse einer Simulation mit einem Wärmeübergangskoeffizienten von 47 W/(m<sup>2</sup>·K) sind in Bild 58 dargestellt. Zusätzlich sind dort die aus Versuch 3 erhaltenen Messergebnisse eingetragen.

Ähnlich wie in den Bildern 52 und 55 erkennt man auch hier eine gute Übereinstimmung zwischen den Ergebnissen aus Labormessungen und denjenigen, die mit der mathematischen Simulation des Trocknungsvorgangs ermittelt werden. Hierbei wird allerdings wie auch in den Versuchen 1 und 2 in der mathematischen Simulation mit einem Wärmeübergangskoeffizienten gearbeitet, der denjenigen in den Versuchen um etwa 15 % überschreitet. Mit großer Wahrscheinlichkeit liegt die

Ursache dieser Abweichung in Unzulänglichkeiten der Versuchsanlage, insbesondere in der Isolierung des Probekörpers, innerhalb derer der Rohling während der Trocknung schwindet. Hierdurch scheint es zu einem Wärmeeintrag in die Umman- telung des Probekörpers zu kommen, so dass sich die offensichtlich reproduzierbare Abweichung von etwa 15 % zwischen dem errechneten und dem tatsächlichen Wärmeübergangskoeffizienten ergibt.



**Bild 58: Vergleich zwischen Messung und Simulation, Versuch 3, Berechnung mit einem Wärmeübergangskoeffizienten von  $47 \text{ W}/(\text{m}^2\cdot\text{K})$**

Tabelle 3 stellt die aus Versuchen erhaltenen Messergebnisse und die errechneten Simulationsergebnisse vergleichend gegenüber. Die Messungen wurden an der Masse MDE vorgenommen.

Da neben dem äußeren Wärmeübergang insbesondere die Feuchteleitfähigkeit geschwindigkeitsbestimmend ist, kommt dieser bislang wenig beachteten Stoffgröße eine Schlüsselrolle für die rechnerische Erfassung der Trocknungsvorgänge zu. Mit der Kenntnis der Feuchteleitfähigkeit für einen bestimmten Ton ist die Übereinstimmung zwischen Mess- und Rechenergebnissen mit guter Genauigkeit sichergestellt.

Anfangswasser- gehalt in kg/kg	Luft- tempe- ratur in °C	Kühl- grenz- tempe- ratur in °C	Strö- mungs- ge- schwin- digkeit in m/s	Massenstrom- dichte im 1. Tro.-Ab. in kg/(m <sup>2</sup> ·h)		Dauer des 1. Tro.-Ab. in hh:mm		Ende der Oberflächen- schwindung in hh:mm	
				Ver- such	Simu- lation	Ver- such	Simu- lation	Ver- such	Simu- lation
0,25	50	30	2	1,0	0,86	05:30	06:26	03:05	03:48
0,20	50	40	4	0,65	0,60	08:00	08:42	05:10	05:45
0,20	60	50	4	0,64	0,60	08:05	08:58	05:15	05:52
0,20	40	30	4	0,66	0,60	07:15	08:25	04:25	05:36
0,25	50	30	4	1,35	1,21	03:15	04:29	01:55	02:43

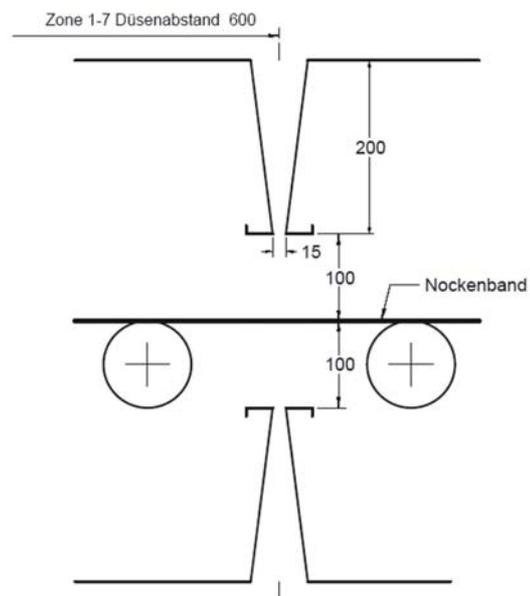
**Tabelle 3: Vergleich der gemessenen und errechneten Daten**

### 5.3 Vergleich der mathematischen Simulation mit einer Betriebsmes- sung

Zur Absicherung des mathematischen Modells wird eine Betriebsmessung durchge-  
führt. Diese findet in einem Vortrockner statt, in dem das Gut so lange getrocknet  
wird, bis der erste Trocknungsabschnitt sicher beendet ist. Die weitere Trocknung  
geschieht in einem Endtrockner.



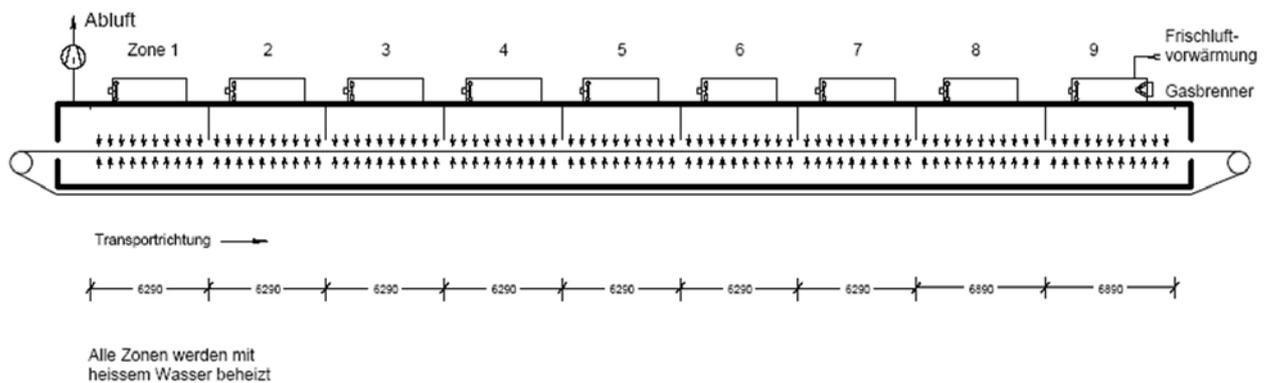
**Bild 59: Blick in den Durchlauftrockner**



**Bild 60: Beidseitige Anblasung**

Bei dem hier betrachteten Vortrockner handelt es sich um einen Durchlauftrockner von 60 m Länge, durch den plattenförmige Keramikrohlinge auf einem etwa 1,80 m breiten gitterartigen Nockenband transportiert werden. Der Gurt wird - wie in Bild 59 gezeigt - seinerseits auf Rollen geführt und ist gespannt, so dass er ein ebenes Transportmedium für die Rohlingsplatten darstellt. In Zusammenhang mit Bild 60 zeigt Bild 59 auch, dass die Trockenluft über Schlitzdüsen von oben und unten zugeführt wird, so dass die Rohlinge bei der Trocknung einer beidseitigen Prallströmung ausgesetzt sind.

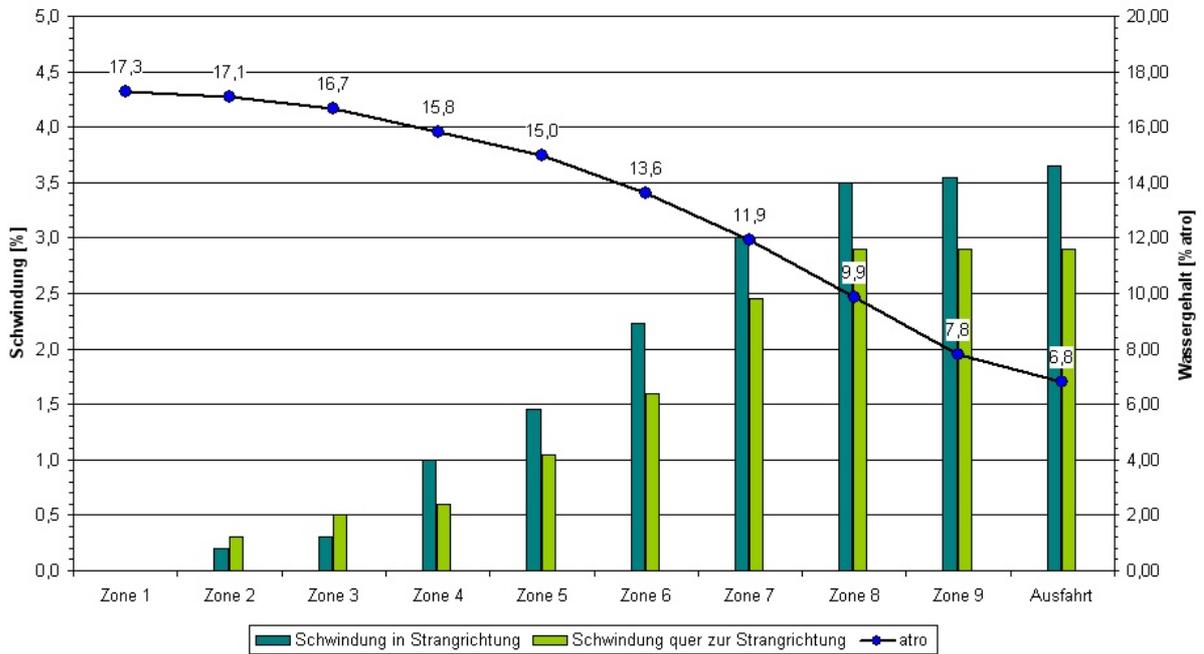
Der Trockner ist in 9 Zonen aufgeteilt, die durch Strömungsschikanen so voneinander getrennt sind, dass die Durchfahrhöhe (und damit die Maximaldicke der Rohlinge) auf 50 mm begrenzt ist. Hierdurch wird es ermöglicht, die einzelnen Zonen in begrenztem Umfang klimatisch voneinander getrennt zu betreiben. Bild 61 zeigt die prinzipielle Gestaltung des Trockners.



**Bild 61: Zonenaufteilung des Trockners**

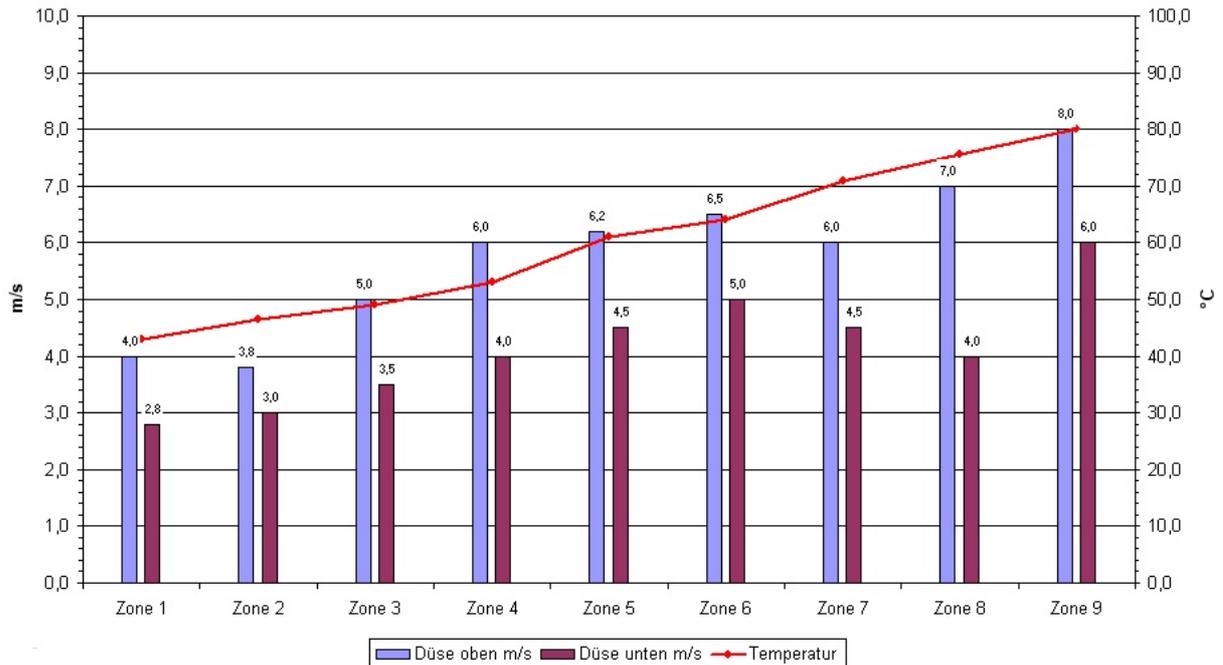
Der Trocknungserfolg lässt sich in dem in Bild 62 dargestellten örtlichen bzw. zeitlichen Verlauf der linearen Trockenschwindigkeit und des Rohlingswassergehaltes entnehmen, so wie sie durch Wägung und Längenmessung an Öffnungen der einzelnen Zonen und an der Trocknerausfahrt ermittelt wurden. Die aus einem unschamottierten Ton produzierten Rohlinge der Masse MC geraten also mit einem Anfangswassergehalt von 17,3 % bezogen auf die trockene Rohlingsmasse in den Trockner. Dort wird mit von Zone zu Zone zunehmender Geschwindigkeit Wasser verdunstet, während die Masse gleichzeitig schwindet. Die Schwindung zwischen den Zonen 7 und 8 ist bei einem Wassergehalt von  $11 \pm 0,5$  % weitestgehend beendet. Die lineare Trockenschwindigkeit beträgt dabei in Strangrichtung etwa 3,6 und quer dazu etwa 2,9 %. Der schwindungsbehaftete Teil der Trocknung wird somit im Vortrockner sicher abgeschlossen. Die Zone 9 ist frei von in ihr ablaufen-

den Schwindvorgängen und darf als Sicherheitspuffer vor dem Übergang in den hier nicht erfassten Endtrockner angesehen werden.



**Bild 62: Wassergehalt und Schwindung der Rohlinge**

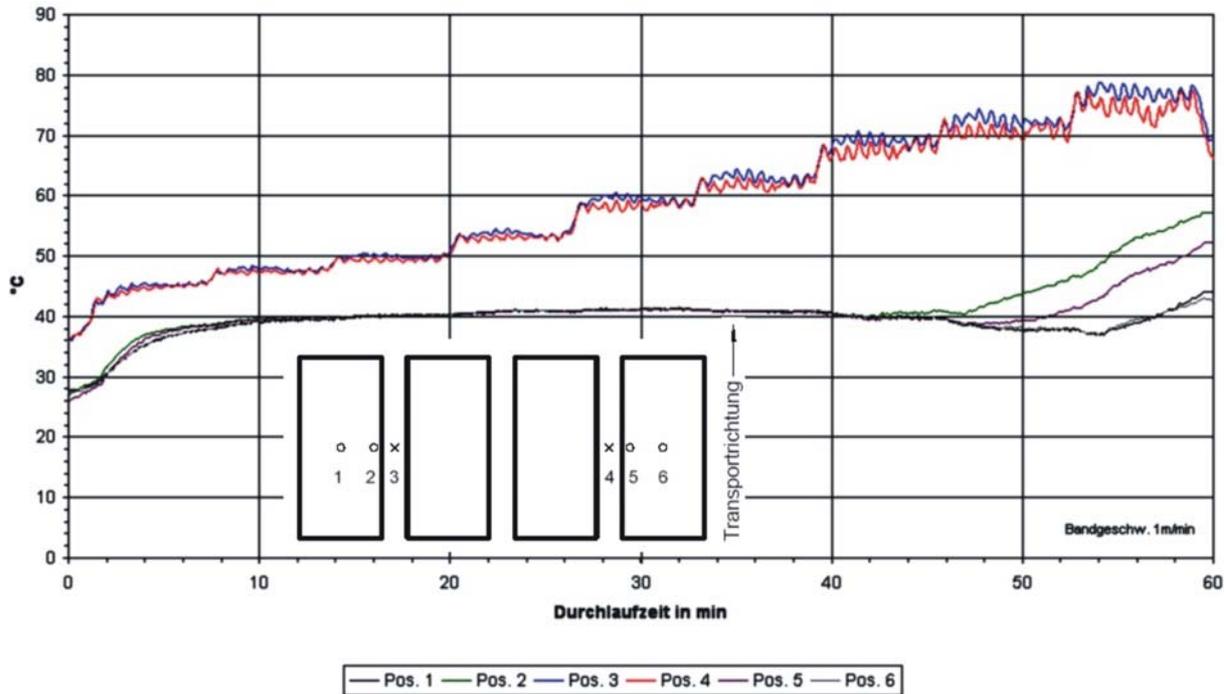
Ebenfalls durch Öffnungen der einzelnen Zonen wurden die Geschwindigkeiten und Temperaturen der durch die Schlitzdüsen auf die Rohlingsoberfläche geblasenen Trocknungsluft gemessen. Bild 63 zeigt die Geschwindigkeiten als Balken und die Temperaturen als rote Linie über den Verlauf der Trocknerzonen. Der über die Länge sehr unterschiedliche Durchlass durch die Düsen entspricht den Einstellungen, wie sie im Betrieb zum Messzeitpunkt herrschten. Während die Messgenauigkeit für die Temperaturmessungen sehr hoch ist, sind die Messungen der Luftgeschwindigkeit konstruktionsbedingt mit nennenswerten Messfehlern behaftet, die gegebenenfalls mehr als 10 % betragen können. Wie man sieht, ist die Anblasgeschwindigkeit der unteren Schlitzdüsen generell geringer als diejenige der oberen Düsen. Die Blasgeschwindigkeit nimmt dabei tendenziell über die Trocknerlänge zu, so dass der Wärmeübergangskoeffizient für den durchfahrenden Besatz beständig anwächst. Da sich zugleich auch die Blastemperatur über die Trocknerlänge erhöht, kann man von einer entlang des Trockners rapide anwachsenden Wärmestromdichte bzw. Verdunstungsgeschwindigkeit ausgehen. Diese Aussage stimmt mit der in Bild 62 gezeigten Beschleunigung des Wasseraustrages entlang des Trockners überein.



**Bild 63: Geschwindigkeiten und Temperaturen der aus den Schlitzdüsen austretenden Luft**

Zur Ermittlung der Temperaturverläufe und des Trocknungsfortschrittes wurde eine Messdurchfahrt im Trockner vorgenommen. Die Ergebnisse sind in [Bild 64](#) dargestellt. Man erkennt, dass die Temperatur der Trocknerluft der Zoneneinteilung entsprechend stufenförmig anwächst und in ihrer Oszillation die Durchfahrung der Anblassechlitze deutlich macht.

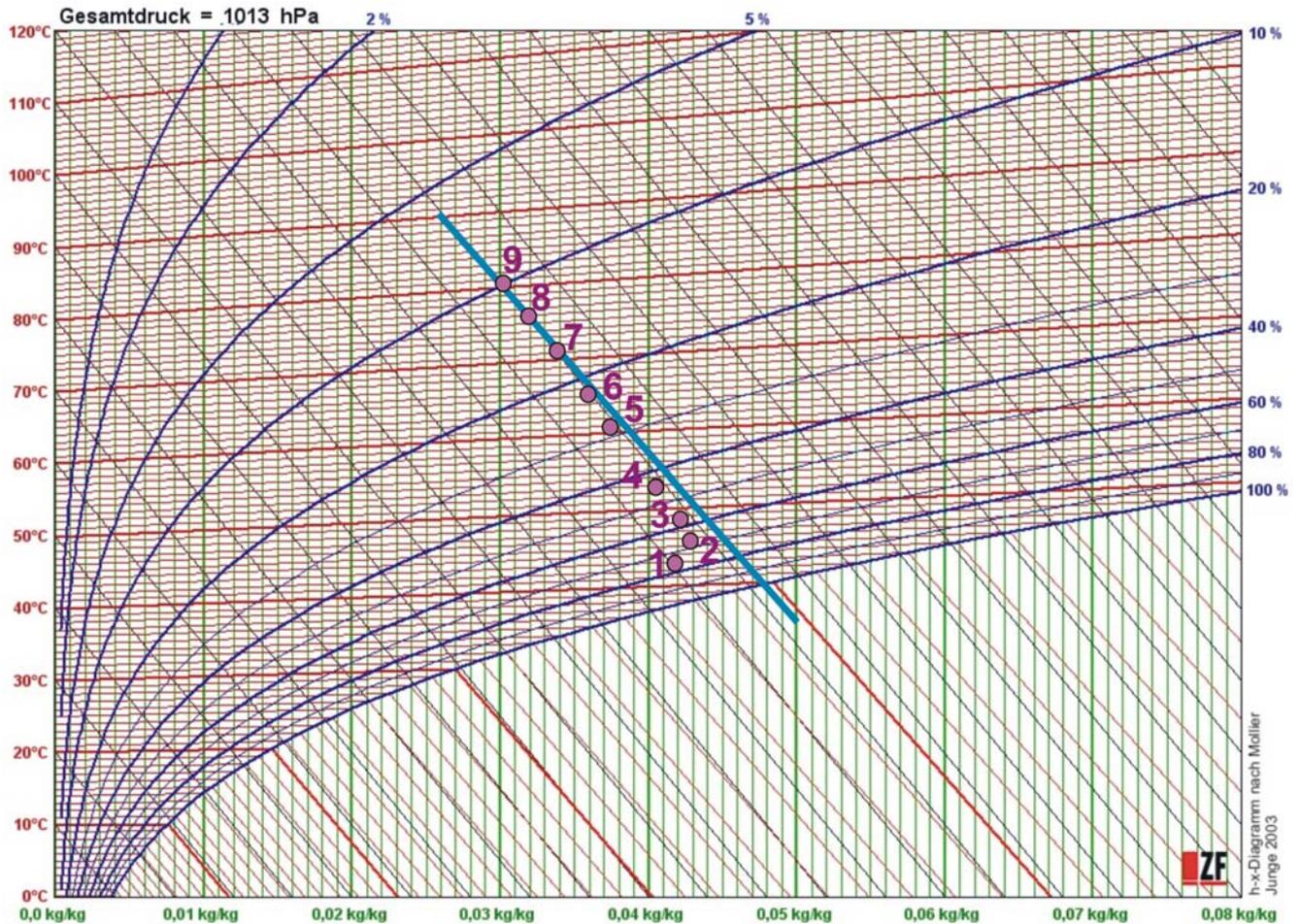
Die Rohlingstemperaturen bleiben nach einer nur wenige Minuten einnehmenden Übergangszeit, in der die Kühlgrenztemperatur erreicht wird, bis zur Zone 7 ohne örtliche Unterschiede auf gleichbleibendem Niveau. Danach setzt eine leichte Unsymmetrie ein, wobei die in Fahrtrichtung linke Trocknerseite der rechten Seite um etwa 3 min vorseilt. Die dem Innenrand nahen Messstellen der beiden äußeren Keramikplatten gehen hier in den zweiten Trocknungsabschnitt über, wie man anhand des hier einsetzenden Temperaturanstieges deutlich erkennen kann. Die Temperaturen in den Mitten der beiden Außenplatten steigen wenige Minuten später ebenfalls an und weisen damit auf das Ende des ersten Trocknungsabschnittes zu Beginn der Zone 9 hin.



**Bild 64: Bei der Trocknerdurchfahrt gemessene Temperaturverläufe**

Die gemessenen Daten zeigen, dass es sich bei dem hier betrachteten Vortrockner um einen Gegenstromtrockner handelt, der energetisch nahezu ausschließlich durch die der Zone 9 zugeführte Warmluft gespeist wird. Die entlang des Trockners - vom Einfahrbereich abgesehen - konstante Kühlgrenztemperatur zeigt, dass sich die spezifische Enthalpie der Trocknerluft nicht oder in einem nur unbedeutenden Ausmaß innerhalb des Trockners ändert. Im h-x-Diagramm ergeben sich damit für die einzelnen Zonen die in Bild 65 gezeigten Betriebszustände.

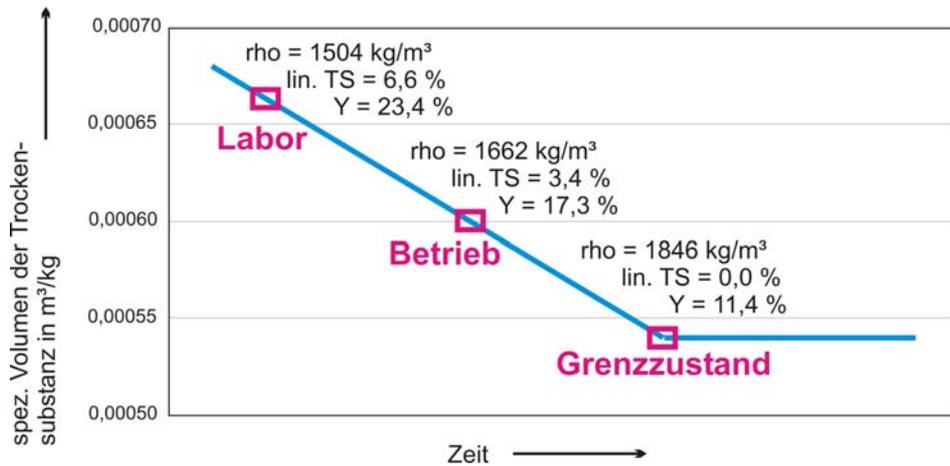
Während die Luftzustände der Zonen 5 bis 9 glatt auf derselben „rückwärtigen Verlängerung der Nebelisoothermen“ liegen und damit zeigen, dass sie Teile eines Gegenstromtrockners ohne Wärmequellen und -senken sind, weichen die Zonen 2 bis 4 geringfügig nach unten ab (was für leichte Wärmeverluste spricht). Lediglich die Zone 1 fällt deutlich heraus, da sich in ihr auch die Aufheizung des Trockengutes auf die Kühlgrenztemperatur abspielt.



**Bild 65: h-x-Diagramm mit den in den Trocknerzonen herrschenden Luftzuständen**

Wie insbesondere Bild 63 zeigt, kommt es im Verlauf der Trocknung sowohl zu einer Zunahme der Anströmgeschwindigkeit als auch zu dem (auch im h-x-Diagramm ersichtlichen) Anwachsen der psychrometrischen Differenz.

Bild 66 enthält die schwindungsrelevanten Messwerte der Masse MC für eine Anfangsmassenfeuchte von  $y = 0,234 \text{ kg/kg}$ , wie sie im Labor eingestellt wurde, in Form eines Bourry-Diagramms. Ferner sind die entsprechenden Daten für die Anfangsfeuchte der Betriebsmessung und im Grenzzustand des Schwindungsendes eingetragen. Die Art der Darstellung zeigt, dass ein im Zustand „Labor“ mit 6,6 % linearer Trockenschwindigkeit zur Trocknung gebrachter Rohling auch den Zustand „Betrieb“ mit 3,4 % Schwindung durchfährt, bevor er den Grenzzustand erreicht, in dem die Schwindung beendet ist. Von hier an vollzieht sich die weitere Trocknung ohne Volumenveränderung.



**Bild 66: Bourry-Diagramm der Masse MC**

Für die Masse MC wurde der Versuchsbeschreibung in Kapitel 4.2 entsprechend ein Feuchteleitkoeffizient von:

$$\kappa_{117} = 36,0 \cdot 10^{-9} \text{ m}^2/\text{s} \text{ für } y_{\text{anf}} = 17,3 \text{ M-}\%, y_{\text{Gr}} = 0,114 \text{ kg/kg und } \vartheta = 25^\circ\text{C}$$

ermittelt. Damit sind alle Stoffwerte bekannt, die zur Computersimulation des Trocknungsprozesses der Masse MC erforderlich sind. Dieses gilt jedenfalls für eine nur den Vortrockner berücksichtigende Betrachtung, die auf den ersten Trocknungsabschnitt beschränkt ist.

Bild 67 zeigt die Hardcopy des Simulationsergebnisses unter Annahme der bei der Betriebsmessung ermittelten Grunddaten. Das in Kapitel 3.3.3 beschriebene Rechenprogramm wurde dahingehend geändert, dass nur der erste Trocknungsabschnitt berechnet wird. Darüber hinaus ist in diesem modifizierten Programm ein Anstieg der Lufttemperatur sowie des Wärmeübergangskoeffizienten von Beginn der Trocknung an möglich.

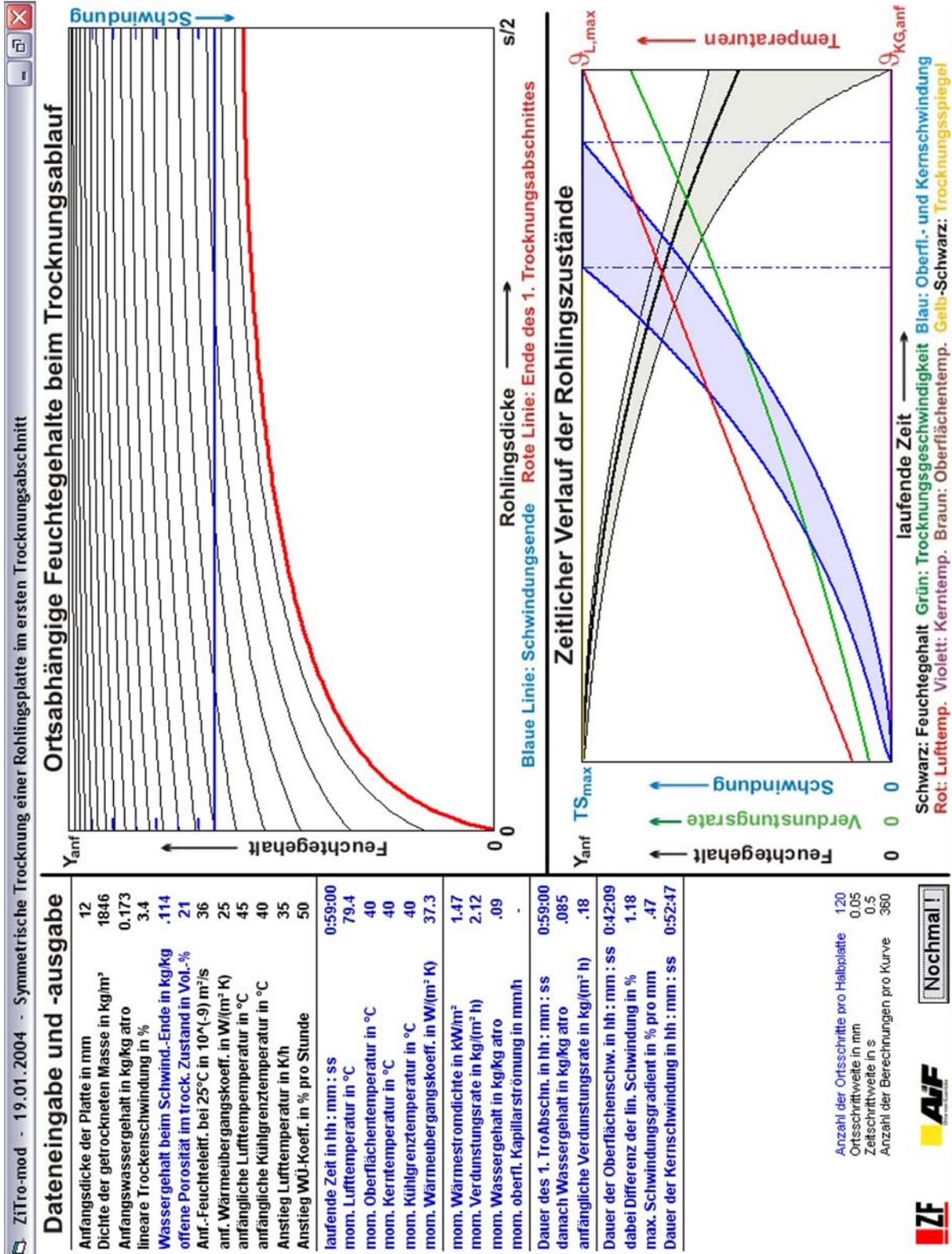


Bild 67: Rechenergebnis bei der Simulation des gemessenen Betriebszustandes

Die Rohlingsplatte hat eine Dicke von 12 mm. Die Dichte der getrockneten Masse wurde mit  $1846 \text{ kg/m}^3$  gemessen. Der Anfangswassergehalt gleicht mit  $0,173 \text{ kg/kg}$  dem Messwert im Einfahrtbereich des Trockners. Die lineare Trockenschwindung von  $3,4 \%$  wurde aus derjenigen ermittelt, die sich im Labor für den dortigen Wassergehalt eingestellt hat. Sie stimmt recht genau mit der Schwindung überein, die man in Bild 62 aus der Betriebsmessung entnehmen kann. Die für den Anfangswassergehalt von  $0,173 \text{ kg/kg}$  bei  $25 \text{ }^\circ\text{C}$  geltende Feuchteleitfähigkeit wurde im Rahmen der Laboruntersuchungen für die Masse MC mit  $36 \cdot 10^{-9} \text{ m}^2/\text{s}$  ermittelt.

Bei der im Trockner herrschenden Prallströmung handelt es sich um eine Mischform aus Prall- und Parallelströmung. Der anfängliche Wärmeübergangskoeffizient von  $25 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{s})$  entspricht dem aus gängigen Nusselt-Funktionen für eingeschränkte Prallströmungen (Mischanblasungen) mit  $3 \text{ m/s}$  herleitbaren Werten [109]. Die Lufttemperatur im betrieblichen Einfahrtbereich ist durch die dort stattfindende Angleichung der Rohlingstemperatur an die Kühlgrenze geprägt. In der Simulation wird hier ein Anfangswert von  $45 \text{ }^\circ\text{C}$  angenommen. Als Kühlgrenztemperatur wird die über weite Bereiche des Vortrockners konstante Rohlingstemperatur von  $40 \text{ }^\circ\text{C}$  angesetzt. Der Anstieg der Lufttemperatur auf  $80 \text{ }^\circ\text{C}$  innerhalb von  $60 \text{ min}$  wird durch die Vorgabe einer Temperaturzunahme um  $35 \text{ K/h}$  berücksichtigt. Die Verdoppelung der Blasgeschwindigkeit in den Schlitzdüsen schlägt sich in einer Anhebung des Wärmeübergangskoeffizienten um  $50 \%/h$  nieder.

Dem oberen rechten Teilbild können in gleichbleibenden Zeitabständen von jeweils  $3 \text{ min}$  die sich bei der Trocknung in einer Symmetriehälfte der Platte einstellenden Feuchteverteilungen entnommen werden. Die Kurvenzüge liegen anfangs sehr eng beieinander (geringe Trocknungsgeschwindigkeit). Über die Zeit werden die Abstände der zunehmenden Trocknungsgeschwindigkeit entsprechend jedoch stetig größer, bis die rote Linie - das Ende des ersten Trocknungsabschnittes - erreicht ist. Die in diesem Bild enthaltene blaue horizontale Linie markiert die Grenzfeuchtigkeit, bei deren Unterschreiten die Schwindung beendet ist.

Wenn der Rohling frei schwinden könnte, so würde die Rohlingsoberfläche nach  $40 \text{ min}$  den Grenzwassergehalt (das Schwindungsende) unterschreiten, während der Rohlingskern erst nach  $50 \text{ min}$  sein Schwindungsende erreichen würde. Diese Werte sind dem unteren Block der in der linken Tabelle von Bild 67 blau dargestellten Daten zu entnehmen. Dort ist auch zu lesen, dass die maximale Schwindendifferenz mit  $1,13 \%$  am Ende der Oberflächenschwindung auftritt.

Wie zuvor erläutert, kann die Oberfläche in Wirklichkeit nicht frei schwinden; sondern sie ist mechanisch an das Verformungsverhalten der gesamten Platte gekoppelt. Dennoch stellt die Differenz bzw. der Maximalgradient der frei angenommenen Schwindung ein wichtiges Maß für die Schwindbelastung des Rohlings dar. Im vorliegenden Fall ist die maximale Schwinddifferenz im Verhältnis zur Gesamtschwindung sehr groß, weil die Trocknungsgeschwindigkeit beim Durchfahren der einzelnen Zonen beständig und in großem Umfang zunimmt. Kurz nach Schwindungsende wird das Ende des ersten Trocknungsabschnittes erreicht. Damit endet der Programmlauf der auf die hier speziellen betrieblichen Verhältnisse angepassten Computersimulation.

Im rechten unteren Teilbild von Bild 67 werden die zeitlichen (bzw. örtlichen) Verläufe der Lufttemperatur als rote Linie, der Trocknungsgeschwindigkeit als grüne Linie, des Wassergehaltes als dicke schwarze Linie, der Wassergehalte an der Rohlingsoberfläche und im Rohlingskern als dünne schwarze Linien und der (freien) Oberflächen- und Kernschwindung als blaue Linien mit der zwischen ihnen befindlichen blauen Fläche aufgezeigt. Man erkennt, dass die Trocknungsgeschwindigkeit (grün) ebenso heftig zunimmt, wie es den Betriebsmessungen entspricht. Insbesondere die zeitliche Abnahme des Wassergehaltes - die dicke schwarze Kurve - stimmt sehr genau mit den in Bild 62 gezeigten Ergebnissen der Betriebsmessungen überein. Gleiches gilt auch für den Schwindungsverlauf, wenn auch die blauen Kurven einen eher „virtuellen“ Schwindverlauf anzeigen, da sie freie Schwindung voraussetzen, die natürlich in Wirklichkeit nicht gegeben ist. Die reale Schwindung muss an Oberfläche und Kern gleichzeitig stattfinden und dürfte näher an der errechneten Kernkurve als an der Oberflächenkurve liegen. Insgesamt zeigt sich eine gute Übereinstimmung zwischen der Betriebsmessung und einer entsprechenden Simulationsrechnung.

## 6 Auswirkungen von Parametervariationen auf den Trocknungsverlauf

Die in Kapitel 6.1 vorgenommenen Parametervariationen sollen zeigen, mit welchen Größen der Trocknungsverlauf beeinflusst werden kann. Anhand eines Beispiels wird in Kapitel 6.2 eine Trocknungsoptimierung durchgeführt.

### 6.1 Parametervariationen

Für die im folgenden durchgeführten Rechnungen werden die in Tabelle 4 aufgeführten Daten verwendet.

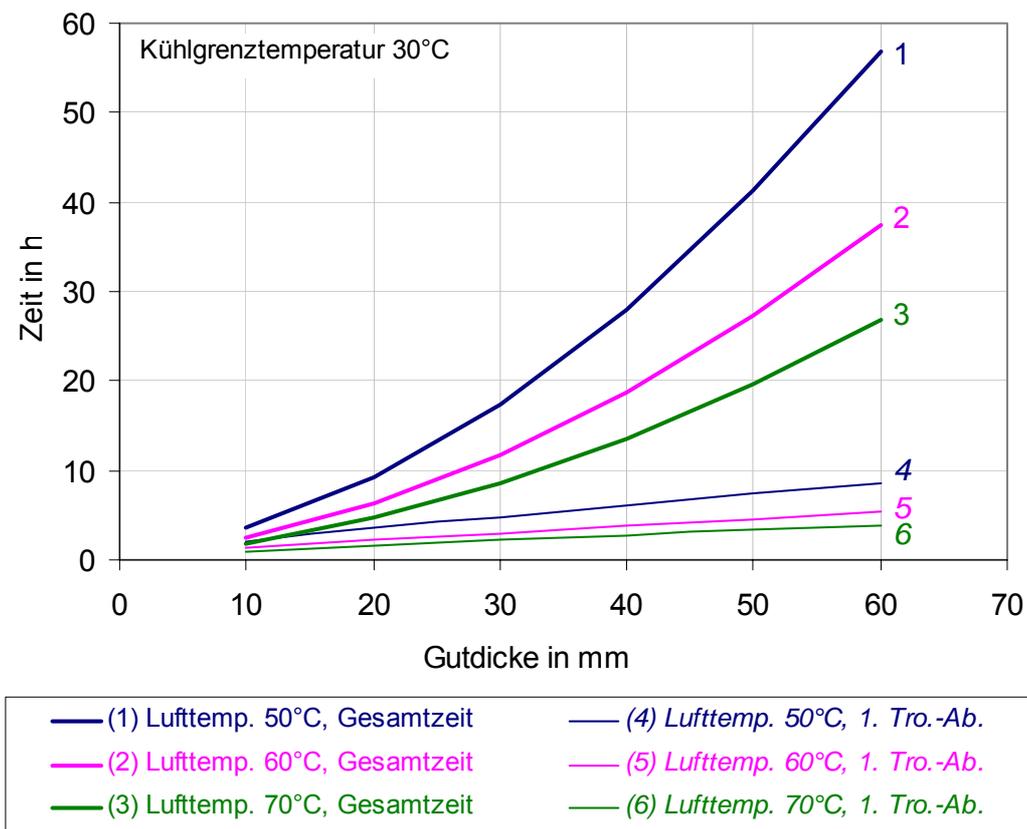
Dichte der getrockneten Masse	1900 kg/m <sup>3</sup>
Anfangswassergehalt bez. auf die trockene Masse	0,25 kg/kg
Lineare Trockenschwindigkeit	6,2 %
Anfangs-Feuchteleitkoeffizient bei 25°C	80 ·10 <sup>-9</sup> m <sup>2</sup> /s
Wärmeleitkoeffizient der trockenen Platte	1,0 W/(m·K)
Diffusionswiderstandszahl der trockenen Masse	8
Wärmeübergangskoeffizient	30 W/(m <sup>2</sup> ·K)
anfängliche Kühlgrenztemperatur	30 °C
Anstieg der Lufttemperatur nach Schwindungsende	0 K/h

**Tabelle 4: Trocknungsdaten für die Rechnungen mit unterschiedlichen Gutdicken**

Die Bilder 68 bis 70 zeigen den Einfluss der Gutdicke auf die Trocknungsverläufe, sofern ausschließlich die Plattendicke sowie die Lufttemperatur verändert werden. Alle anderen Daten gleichen denjenigen in Tabelle 4. In Bild 68 ist die Abhängigkeit der Trocknungsdauer von der Gutdicke und der Lufttemperatur grafisch dargestellt. Die Trocknungsgeschwindigkeit ist unabhängig von der Dicke und bei konstantem Wärmeübergangskoeffizienten im ersten Trocknungsabschnitt lediglich von der Temperaturdifferenz abhängig. Auffällig ist jedoch, dass sich die Dauer des ersten Trocknungsabschnitts relativ zur Gesamtzeit bei zunehmender Gutdicke vermindert. Betrachtet man beispielsweise den ersten Trocknungsabschnitt für eine Lufttemperatur von 50°C (Temperaturdifferenz 20 K), so stellt man fest, dass er bei einer Dicke von 10 mm etwa 50 % der Gesamttrocknungszeit in Anspruch nimmt, während seine Dauer bei einer Dicke von 60 mm auf weniger als ein Sechstel der

Gesamtzeit zurückfällt. Aufgrund dieser relativen Verkürzung des vergleichsweise schnell ablaufenden ersten Trocknungsabschnitts und einer entsprechenden Verlängerung des deutlich langsameren zweiten Trocknungsabschnitts kommt es bei zunehmenden Gutdicken zu dem in Bild 68 erkennbaren überproportionalen Anstieg der Trocknungsdauer.

Die Ursache für die relative Verkürzung des ersten Trocknungsabschnitts liegt darin, dass der innere Bereich des Rohlings bei zunehmender Gutdicke in immer geringerem Umfang von dem Austrocknungsvorgang an der Rohlingsoberfläche geprägt wird. Bei sehr dicken Rohlingen hat also der Kern unter Umständen noch gar nicht „gemerkt“, dass die Oberfläche bereits trocken ist. Demgegenüber herrschen bei dünnen Rohlingen nur geringe Feuchtedifferenzen zwischen der Oberfläche und dem Kern, so dass sich hier die Oberflächenaustrocknung bereits weitgehend auf den Kern auswirkt.

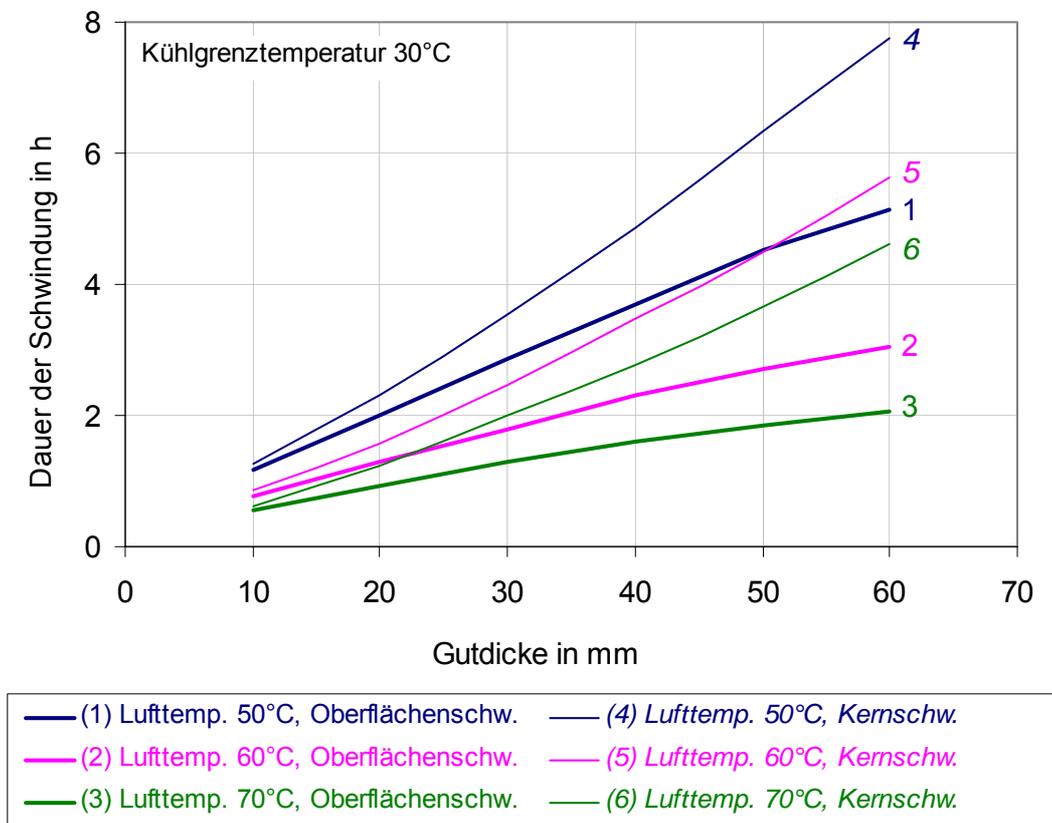


**Bild 68: Einfluss der Gutdicke und der Lufttemperatur auf die Trocknungsdauer**

Bild 69 zeigt die Veränderungen im Schwindungsverhalten der Rohlinge, sofern dieselben Parametervariationen wie in Bild 68 vorgenommen werden. Man erkennt erwartungsgemäß, dass sowohl die Dauer der Oberflächenschwindung wie auch

die der Kernschwindung mit zunehmender Gutdicke ansteigt. Auch die mit der Absenkung der Lufttemperatur verbundene Abnahme der psychrometrischen Differenz erhöht die sich einstellenden Zeiten der Oberflächen- und Kernschwindung. Diese Darstellung erlaubt die triviale Feststellung, dass die Verminderung der Trocknungsgeschwindigkeit mit einer Erhöhung der für die Schwindung benötigten Zeit einhergeht. Das führt zu entsprechend verringerten Schwinddifferenzen innerhalb der Rohlingsdicke, so wie es anschaulich aus Bild 70 zu entnehmen ist.

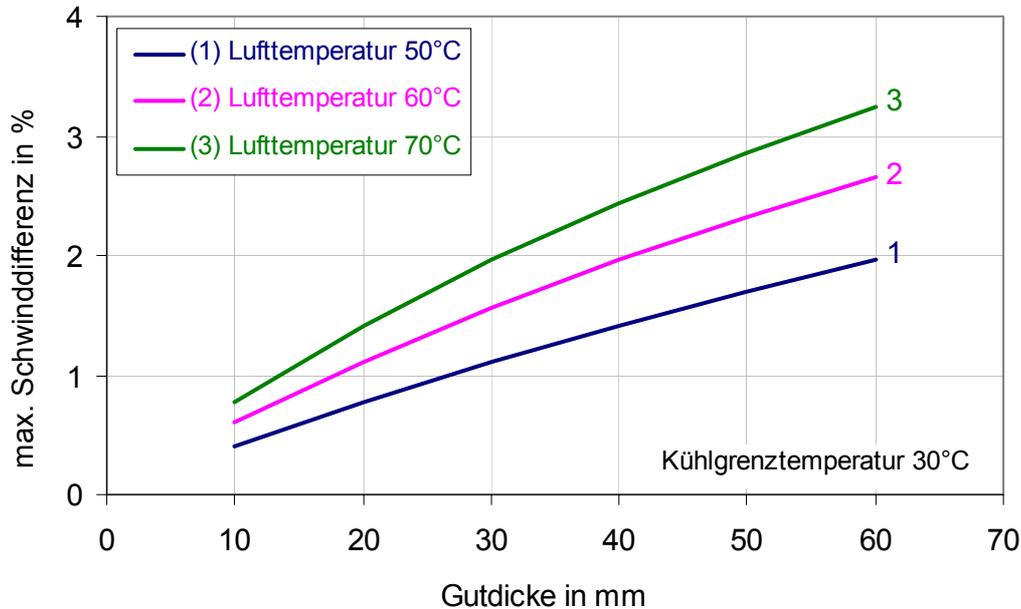
Im Vergleich zu Bild 68 fällt auf, dass die Kernschwindung dann länger dauert als der erste Trocknungsabschnitt, wenn sich besonders hohe Gradienten im Feuchtegehalt einstellen, also insbesondere bei hohen Trocknungsgeschwindigkeiten und großen Gutdicken.



**Bild 69: Einfluss der Gutdicke und der Lufttemperatur auf die Dauer der Schwindung**

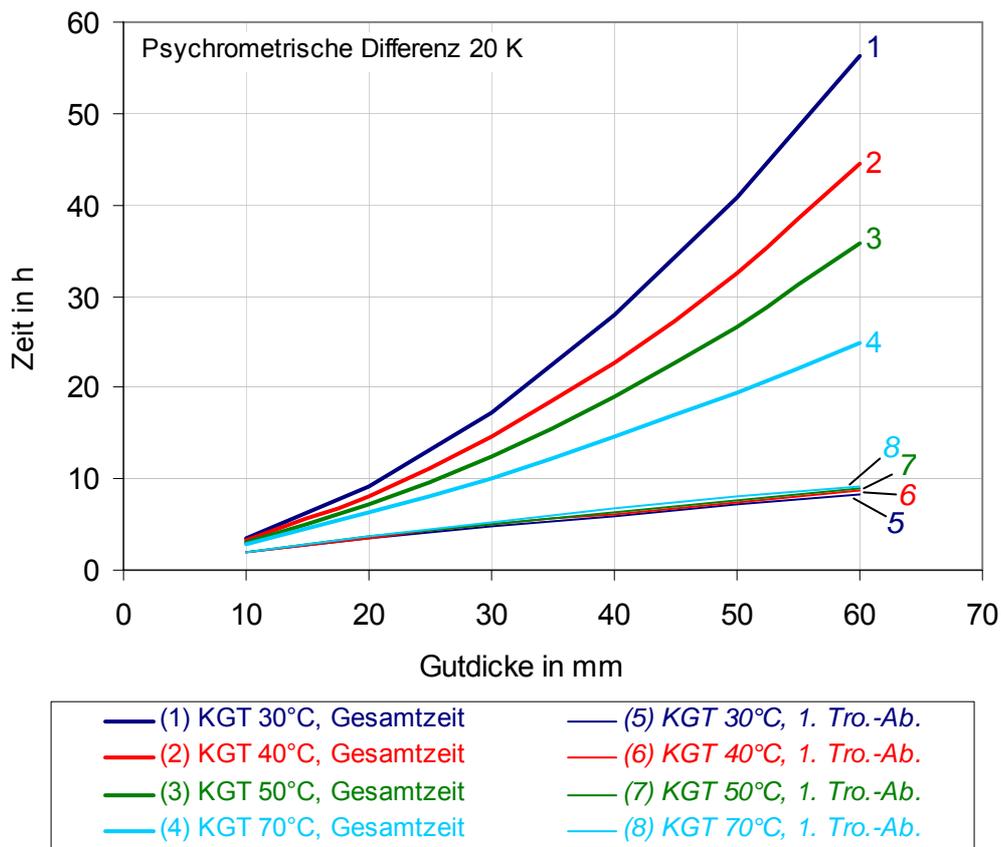
Aus Bild 70 ist zu erkennen, dass bei einer Lufttemperatur von beispielsweise 60°C eine Verdoppelung der Schwinddifferenz stattfindet, wenn man die Gutdicke von 20 auf ca. 43 mm erhöht. Der ebenfalls als Rechenergebnis ausgegebene, hier aber nicht eingezeichnete, maximale Gradient der Schwindung an der Oberfläche – zum Zeitpunkt des oberflächlichen Schwindungsendes – ist unabhängig von der Gutdi-

cke. Letzteres gilt deshalb, weil der sich an der Rohlingsoberfläche einstellende Feuchtegradient proportional zu der im ersten Trocknungsabschnitt ausschließlich von der psychrometrischen Differenz und dem Wärmeübergangskoeffizienten abhängigen Verdunstungsrate ist. Bei einer Lufttemperatur von 50°C beträgt der maximale Schwindgradient beispielsweise 0,18 %/mm.



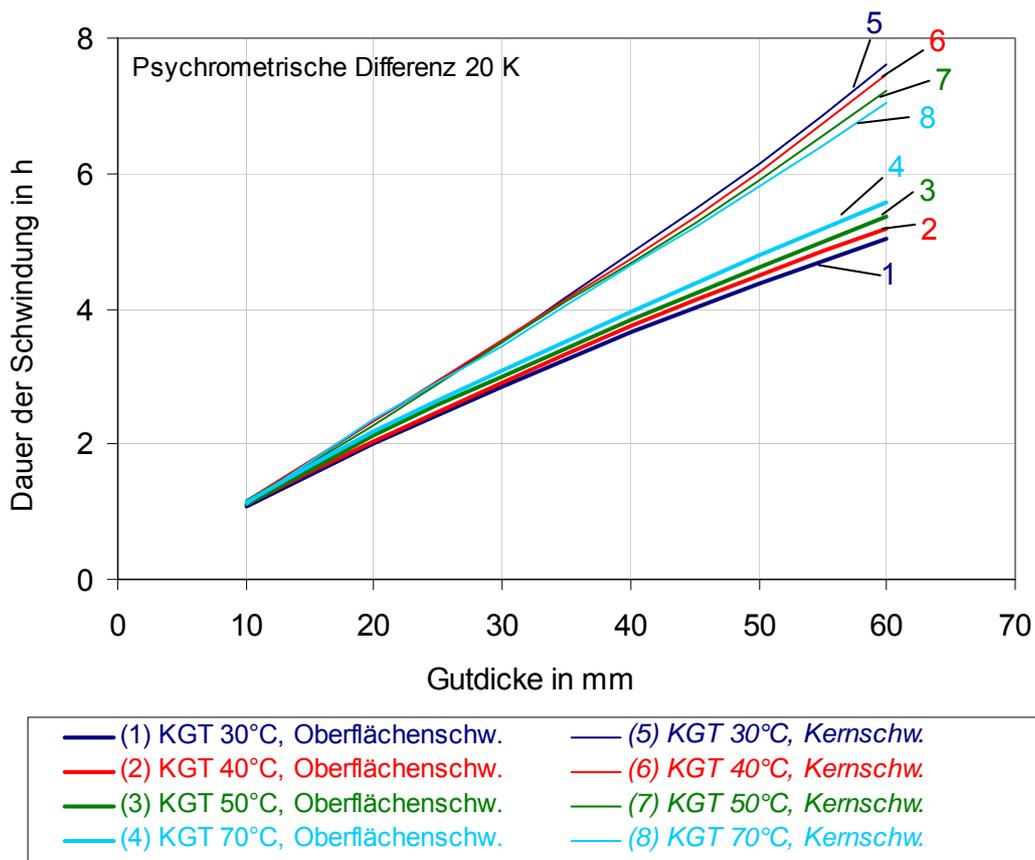
**Bild 70: Einfluss der Gutdicke und der Lufttemperatur auf die maximale Schwinddifferenz**

Wie in Kapitel 2.9 beschrieben, kann die Trockenbruchanfälligkeit durch Erhöhung der Kühlgrenztemperatur vermindert werden. Dies lässt sich in der Praxis dadurch erreichen, dass man den Trockner mit hohen Zulufttemperaturen beaufschlagt und gleichzeitig für hohe Luftfeuchtigkeiten im Trockner sorgt. Die Erhöhung der Kühlgrenztemperatur wird in Dachziegeleien bereits bis zu Temperaturen von 50°C ausgenutzt, während jedoch mehrheitlich in Ziegeleien Kühlgrenztemperaturen von 30 bis 35°C üblich sind. Es ist zu erwarten, dass sich – eventuell rohstoffabhängig – auch bei noch höheren Kühlgrenztemperaturen weitere Verminderungen der schwindungsbedingten Trockenrissgefährdung einstellen. Andererseits ist jedoch bekannt, dass sehr hohe Temperaturen, die über 70°C hinausgehen, zur Absenkung der Massefestigkeit führen und daher bei der Ziegelherstellung gemieden werden. Unter diesem Aspekt wurde die Parametervariation mit verschiedenen Kühlgrenztemperaturen vorgenommen. Der Einfluss auf die Trocknungsdauer ist in [Bild 71](#) dargestellt. Von der Kühlgrenztemperatur (KGT) abgesehen, sind die in Tabelle 4 angegebenen Daten für die Simulationsrechnungen verwendet worden. Die psychrometrische Temperaturdifferenz beträgt 20 K.



**Bild 71: Einfluss der Gutdicke und der Kühlgrenztemperatur auf die Trocknungsdauer**

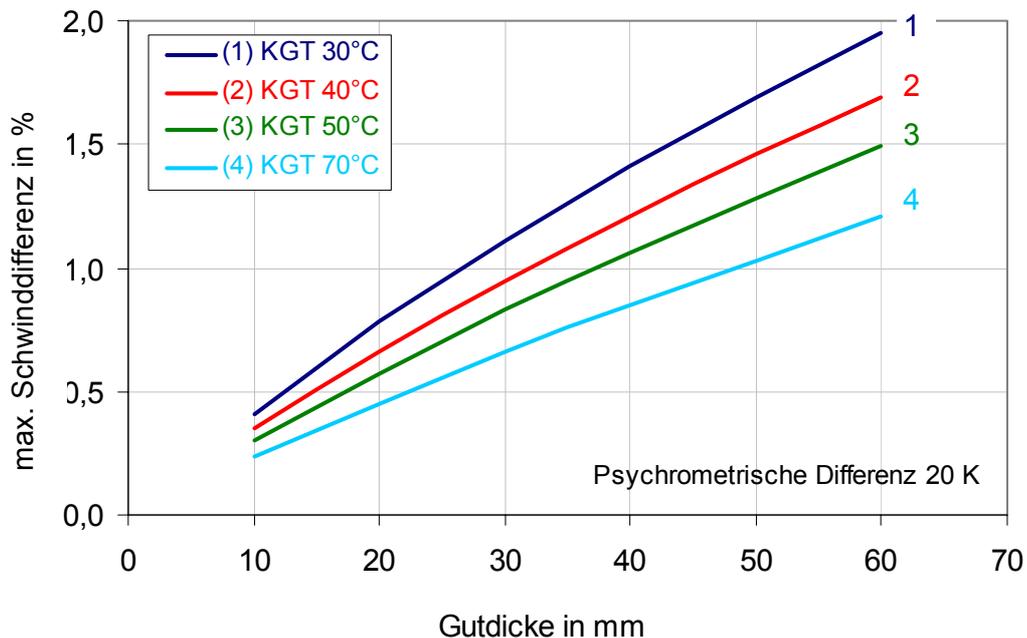
Die Dauer des zweiten Trocknungsabschnitts wächst überproportional mit der Gutdicke, wie bereits Bild 68 entnommen wurde. Darüber hinaus erkennt man, dass sich dieser Effekt bei niedrigen Kühlgrenztemperaturen deutlich verstärkt, obwohl die gleiche Temperaturdifferenz und der gleiche Wärmeübergangskoeffizient am Rohling angreifen. Zur Begründung sei darauf hingewiesen, dass der sich im zweiten Trocknungsabschnitt am Trocknungsspiegel einstellende Sättigungsdampfdruck exponentiell mit der Temperatur zunimmt (Clausius-Clapeyron). Dadurch ist die die Wasserdampfdiffusion bestimmende Partialdruckdifferenz zwischen dem Trocknungsspiegel und der Oberfläche des Rohlings in erheblichem Umfang vom Temperaturniveau am Trocknungsspiegel abhängig. In Bild 71 zeigt sich sehr deutlich, dass die Wasserdampfdiffusion innerhalb des zweiten Trocknungsabschnitts in besonderem Maße eine geschwindigkeitsbestimmende Größe ist.



**Bild 72: Einfluss der Gutdicke und der Kühlgrenztemperatur auf die Dauer der Schwindung**

Aus Kapitel 2.9 ist bekannt, dass sich die Rohlingstemperatur auf die Feuchteleitfähigkeit und somit auf die innerhalb des trocknenden Rohlings herrschenden Feuchtegradienten auswirkt. Daher ist zu erwarten, dass die Veränderung der Kühlgrenztemperatur Einfluss auf den Schwindungsverlauf hat und sich damit von der Kühlgrenztemperatur abhängige Unterschiede in den Zeiten von Oberflächen- und Kernschwindung einstellen. Bild 72 zeigt, dass diese Überlegung mit den Simulationsergebnissen übereinstimmt. Die Auswirkungen der Kühlgrenztemperatur auf die Zeiten der Schwindung sind jedoch wesentlich geringer als diejenigen der Gutdicke oder der in Bild 69 gezeigten Temperaturdifferenzen.

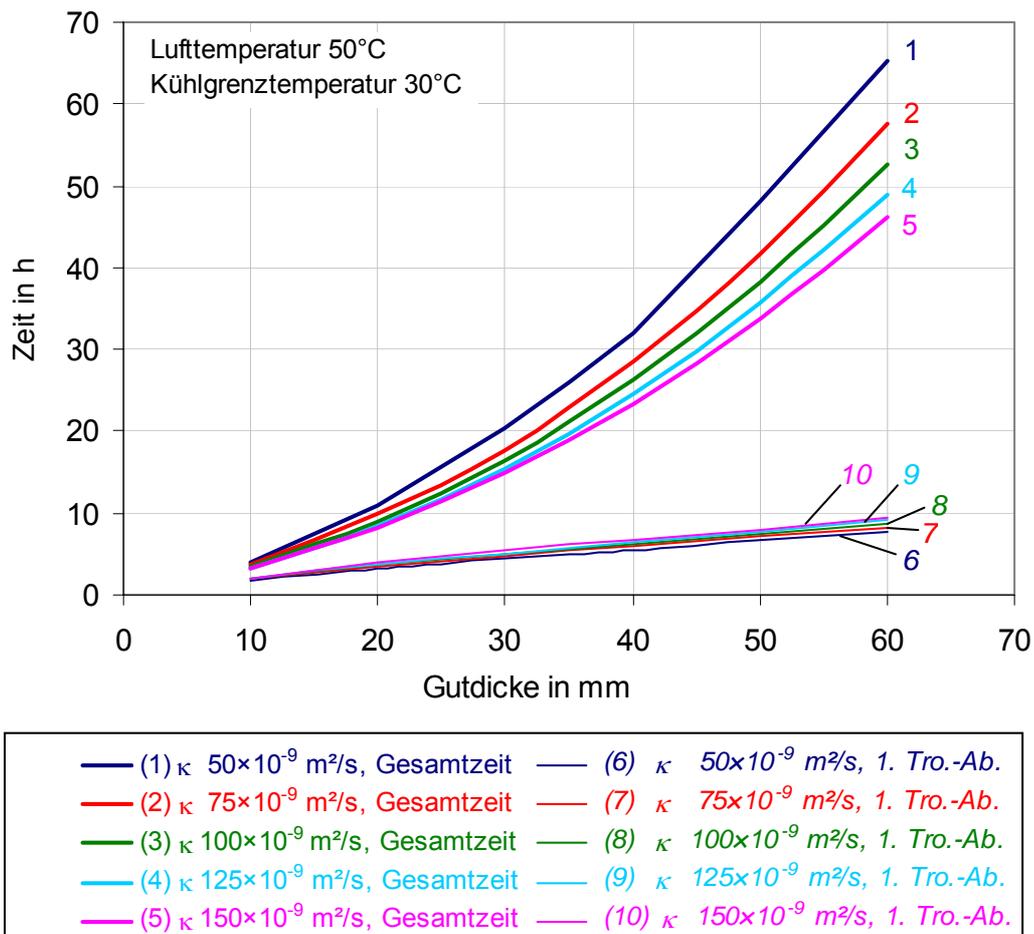
Stärker ist der Einfluss der Kühlgrenztemperatur auf die maximale Schwinddifferenz. In Bild 73 kommt deutlich zum Ausdruck, dass höhere Rohlingstemperaturen mit ihren entsprechenden höheren Feuchteleitfähigkeiten für einen besseren Ausgleich der Feuchteverteilung innerhalb des trocknenden Rohlings sorgen. So sind die die Rohlingsqualität gefährdenden Schwinddifferenzen bei höheren Kühlgrenztemperaturen sehr viel niedriger als bei geringeren.



**Bild 73: Einfluss der Gutdicke und der Kühlgrenztemperatur auf die maximale Schwinddifferenz**

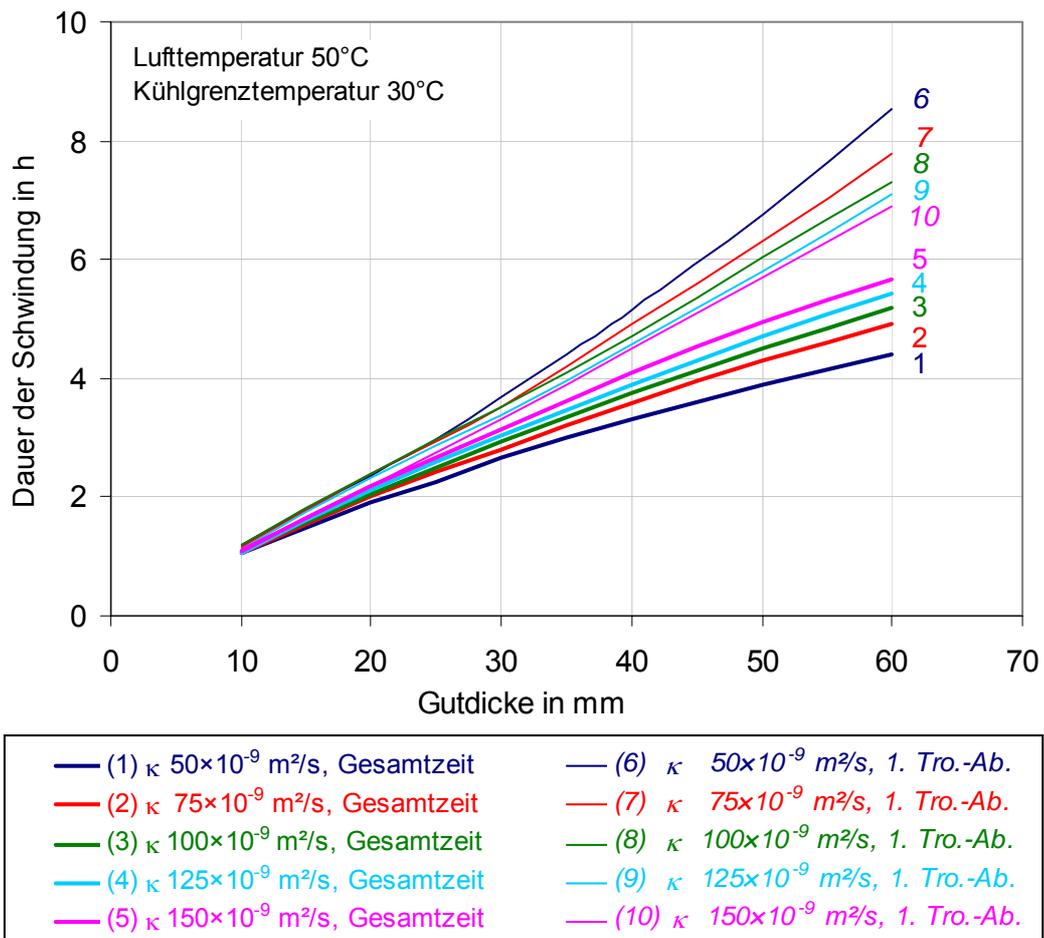
Häufig wird in der Ziegelindustrie mit Magerungsmitteln gearbeitet, um die Trockenrissgefährdung herabzusetzen. Wie in Kapitel 2.9 erläutert, wirken Magerungsmittel sowohl vermindern auf das Endschwindmaß als auch, aufgrund von Randgängigkeiten an den Magerstoffoberflächen, erhöhend hinsichtlich der Feuchteleitfähigkeit. Im Rahmen der Arbeit wird daher auch untersucht, welchen Einfluss die Veränderung der Feuchteleitfähigkeit auf die sich einstellenden trocknungstechnischen Parameter hat.

Die Bilder 74 bis 77 zeigen die Ergebnisse der Simulationsrechnungen. Der Feuchteleitkoeffizient variiert zwischen  $50$  und  $150 \cdot 10^{-9} \text{ m}^2/\text{s}$ . Bei diesen Werten handelt es sich um den „Anfangsfeuchteleitkoeffizienten“, den das Gut bei dem Anfangswassergehalt von  $0,25 \text{ kg/kg}$  und einer Temperatur von  $25^\circ\text{C}$  aufweist. Auch hier werden darüber hinaus die in Tabelle 4 aufgeführten Daten für die Rechnungen verwendet. Die Lufttemperatur beträgt  $50^\circ\text{C}$ . Die Änderung der Feuchteleitfähigkeit müsste sich besonders auf die maximale Schwinddifferenz und den maximalen Schwindgradienten an der Oberfläche des Gutes auswirken. Der Einfluss auf die Zeitdauer des Trocknungsvorgangs sowie auf die Dauer der Schwindung dürfte ähnlich wie bei der in den Bildern 71 bis 73 gezeigten Variation der Kühlgrenztemperaturen sein.



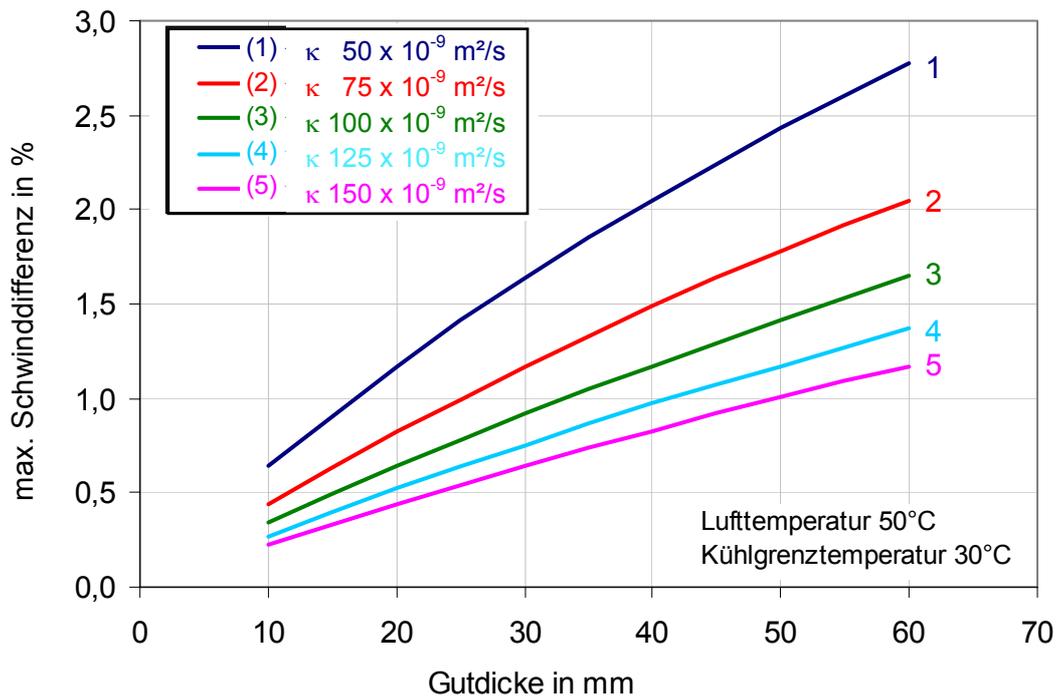
**Bild 74: Einfluss der Gutdicke und der Feuchteleitfähigkeit auf die Trocknungsdauer**

Wie vermutet, bewirkt ein Anstieg der Feuchteleitfähigkeit niedrigere Gradienten des Feuchtegehaltes innerhalb des Rohlings. Daher beginnt der zweite Trocknungsabschnitt bei einem geringeren mittleren Wassergehalt und dauert dementsprechend kürzer als bei niedrigen Feuchteleitfähigkeiten und daraus resultierenden höheren Feuchtegradienten. Die Veränderungen wirken sich selbstverständlich auch auf die Dauer des ersten Trocknungsabschnitts aus. Da dieser jedoch nicht durch Diffusionswiderstände geprägt wird und folglich mit wesentlich höheren Verdunstungsraten abläuft, ist die hierdurch verursachte Zeitzunahme bei Erhöhung der Feuchteleitfähigkeit nur von wesentlich geringerer Bedeutung als die Zeiteinsparung im zweiten Trocknungsabschnitt. Die in Bild 75 zu erkennende Verlängerung der Schwindungsdauer durch Erhöhung der Feuchteleitfähigkeit ist mit derjenigen durch Heraufsetzen der Kühlgrenztemperatur vergleichbar. Denn die Erhöhung der Kühlgrenztemperatur wirkt ebenfalls wie ein Heraufsetzen der Feuchteleitfähigkeit.

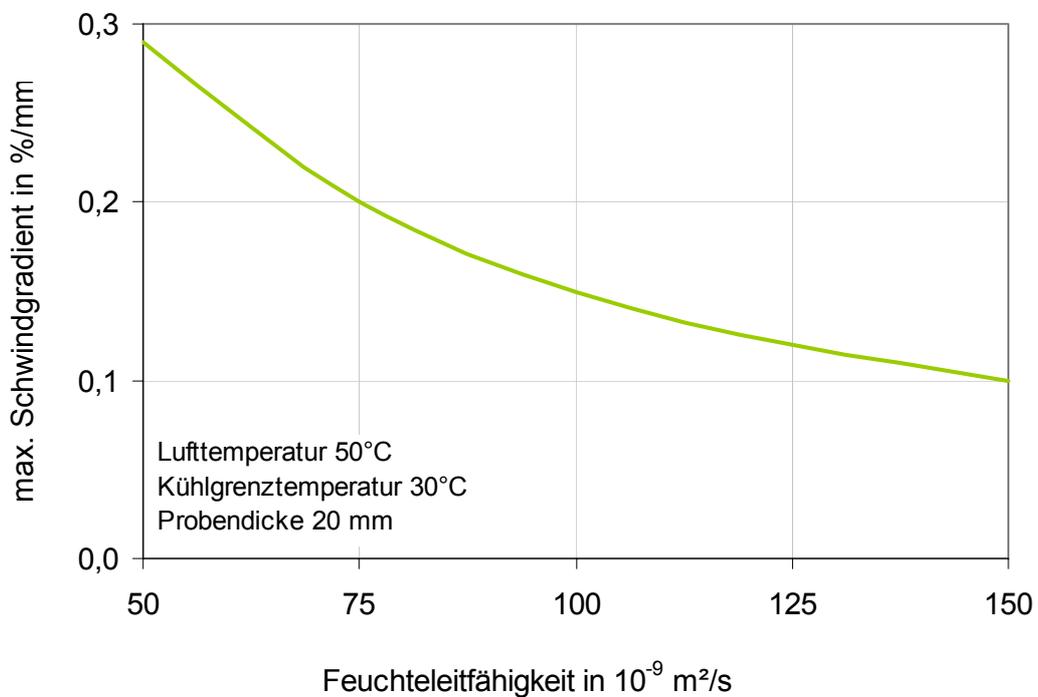


**Bild 75: Einfluss der Gutdicke und der Feuchteleitfähigkeit auf die Dauer der Schwindung**

Stärker ausgeprägt ist der Einfluss der Feuchteleitfähigkeit auf die in Bild 76 gezeigte maximale Schwinddifferenz. Das gilt auch für den sich am Ende der Oberflächenschwindung einstellenden maximalen Schwindgradienten. Dieser wird jedoch wie bereits geschildert von der Gutdicke nicht beeinflusst. Seine Abhängigkeit von der Feuchteleitfähigkeit ist in Bild 77 zu erkennen.

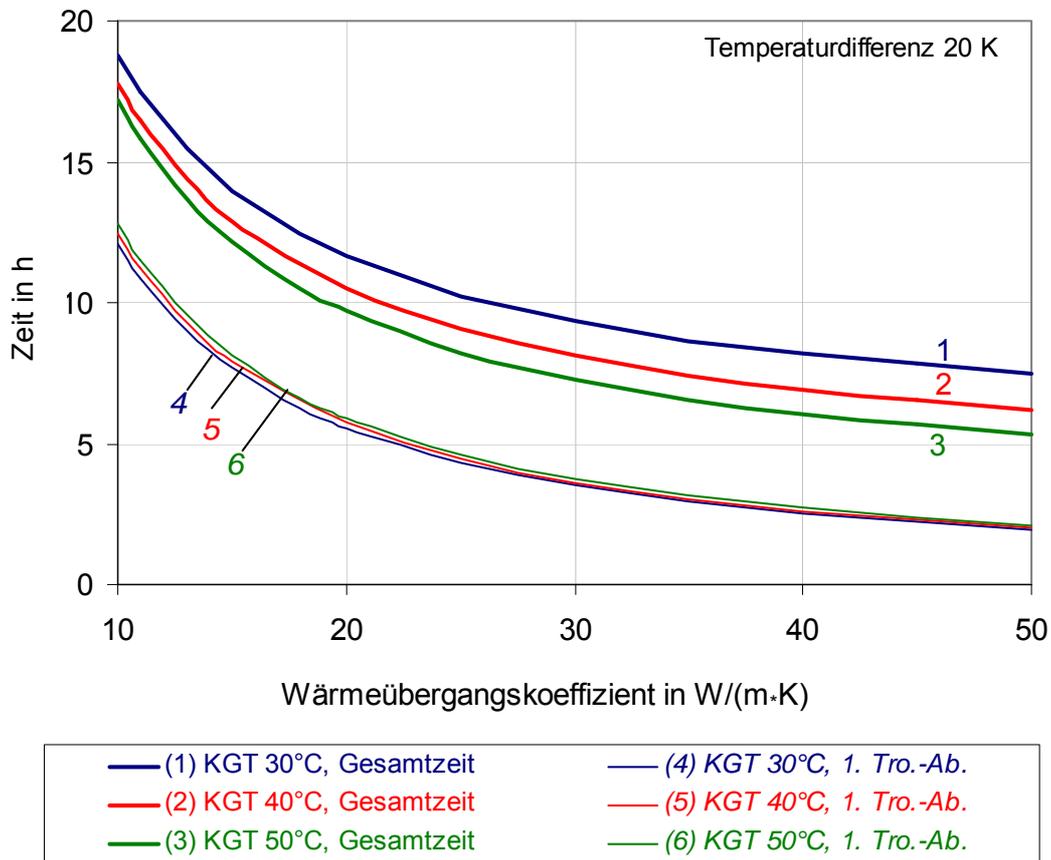


**Bild 76: Einfluss der Gutdicke und der Feuchteleitfähigkeit auf die maximale Schwinddifferenz**



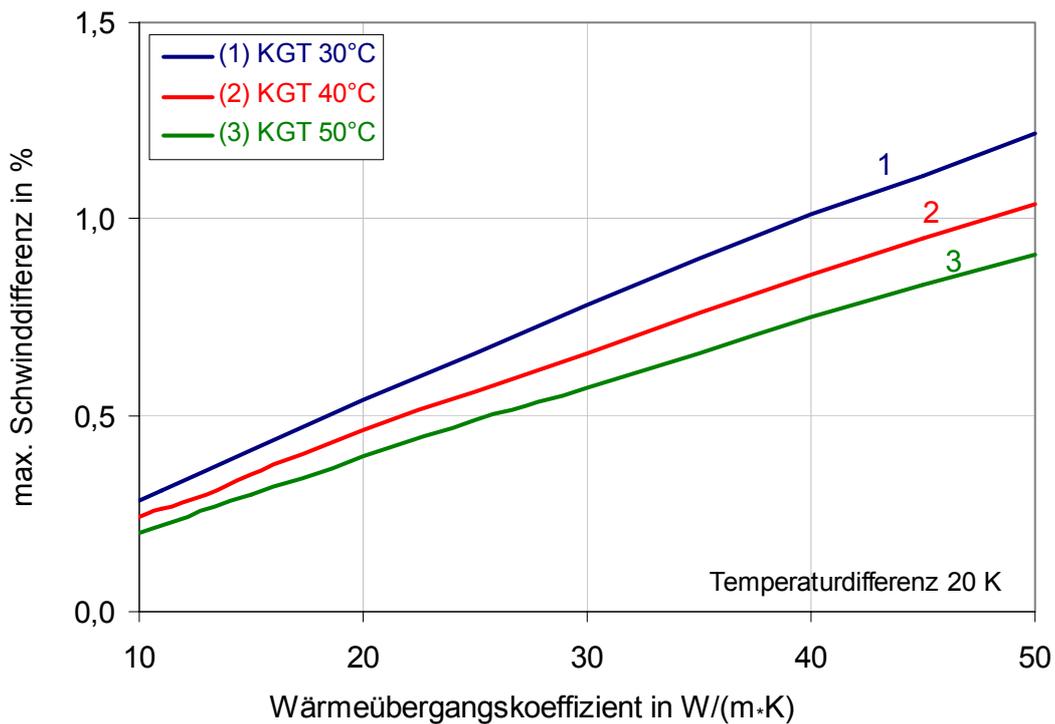
**Bild 77: Einfluss der Feuchteleitfähigkeit auf den maximalen Schwindgradienten an der Rohlingsoberfläche**

Interessant ist es ferner, die sich einstellenden Trocknungszeiten in Abhängigkeit vom Wärmeübergang zu untersuchen. Dafür wird zunächst der Wärmeübergangskoeffizient variiert und die Lufttemperatur konstant gelassen. Die psychrometrische Temperaturdifferenz beträgt 20 K. Darüber hinaus werden die in Tabelle 4 aufgeführten Daten für die Rechnungen benutzt. Die Probendicke beträgt 20 mm.



**Bild 78: Einfluss des Wärmeübergangskoeffizienten und der Kühlgrenztemperatur auf die Trocknungsdauer**

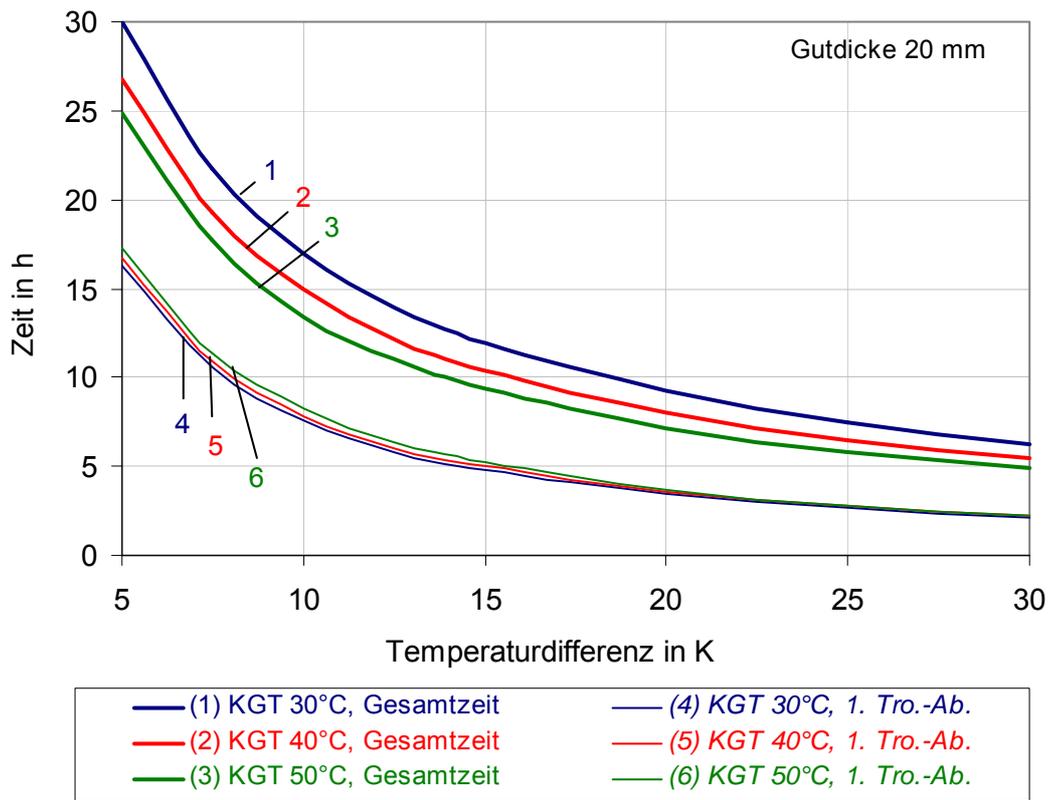
Nach Bild 78 stellt man erwartungsgemäß fest, dass der nötige Zeitaufwand mit zunehmendem Wärmeübergang abnimmt. Hierbei ist zu erkennen, dass nicht nur die absolute, sondern auch die relative Dauer des ersten Trocknungsabschnitts bei niedrigen Trocknungsgeschwindigkeiten besonders hoch ist. Das ist damit zu begründen, dass das Feuchteprofil bei geringer Trocknungsgeschwindigkeit im Rohling besonders gut ausgeglichen ist. Die Unterschiede des Zeitbedarfs im zweiten Trocknungsabschnitt sind wiederum auf den starken Einfluss der Trocknungsspiegeltemperatur auf den dort herrschenden Sättigungsdampfdruck zurückzuführen. Dieser ist seinerseits für die Dauer des zweiten Trocknungsabschnitts von großer Bedeutung.



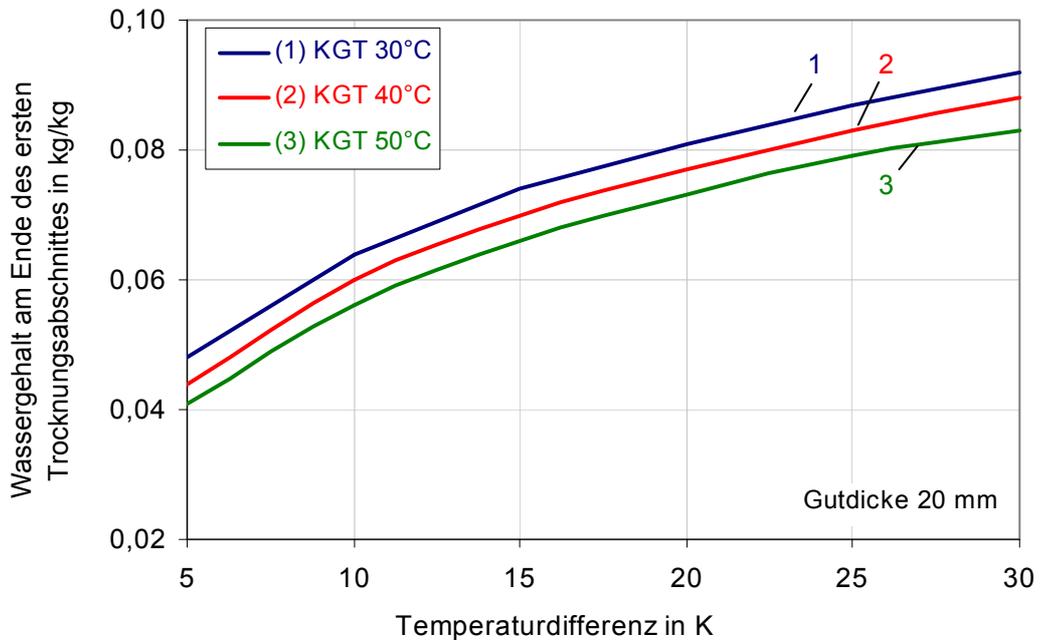
**Bild 79: Einfluss des Wärmeübergangskoeffizienten und der Kühlgrenztemperatur auf die maximale Schwinddifferenz**

Bild 79 zeigt die sich einstellenden Schwinddifferenzen unter den gleichen Voraussetzungen, die für Bild 78 gelten. Die Schwinddifferenz steigt mit zunehmendem Wärmeübergangskoeffizienten an und vermindert sich mit ansteigender Kühlgrenztemperatur.

Als weiteres werden der Wärmeübergang durch die Variation der Lufttemperatur verändert und der Wärmeübergangskoeffizient konstant gelassen. Auch für diese Berechnungen werden die in Tabelle 4 aufgeführten Daten benutzt, wobei die Dicke des Gutes mit 20 mm angesetzt wird und die Luft- und Kühlgrenztemperatur variiert werden. Der Wärmeübergangskoeffizient beträgt  $30 W/(m^2 \cdot K)$ . Bei der in Bild 80 bezeichneten Temperaturdifferenz handelt es sich um die psychrometrische Differenz zwischen der Luft- und der Kühlgrenztemperatur. Es ist zu erkennen, dass sich eine Erhöhung der Temperaturdifferenz erwartungsgemäß ähnlich auswirkt wie der in Bild 78 gezeigte Anstieg des Wärmeübergangskoeffizienten. Dies ist damit zu begründen, dass die Anhebung beider Parameter zu einem erhöhten Wärmeübergang führt.

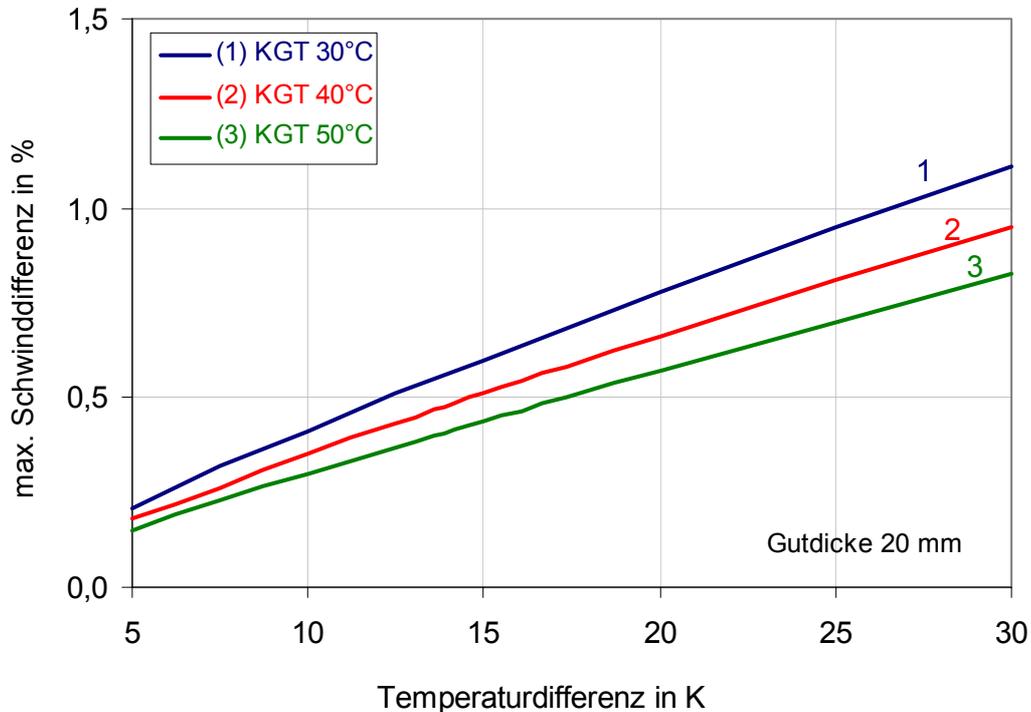


**Bild 80: Einfluss der Temperaturdifferenz und der Kühlgrenztemperatur auf die Trocknungsdauer**



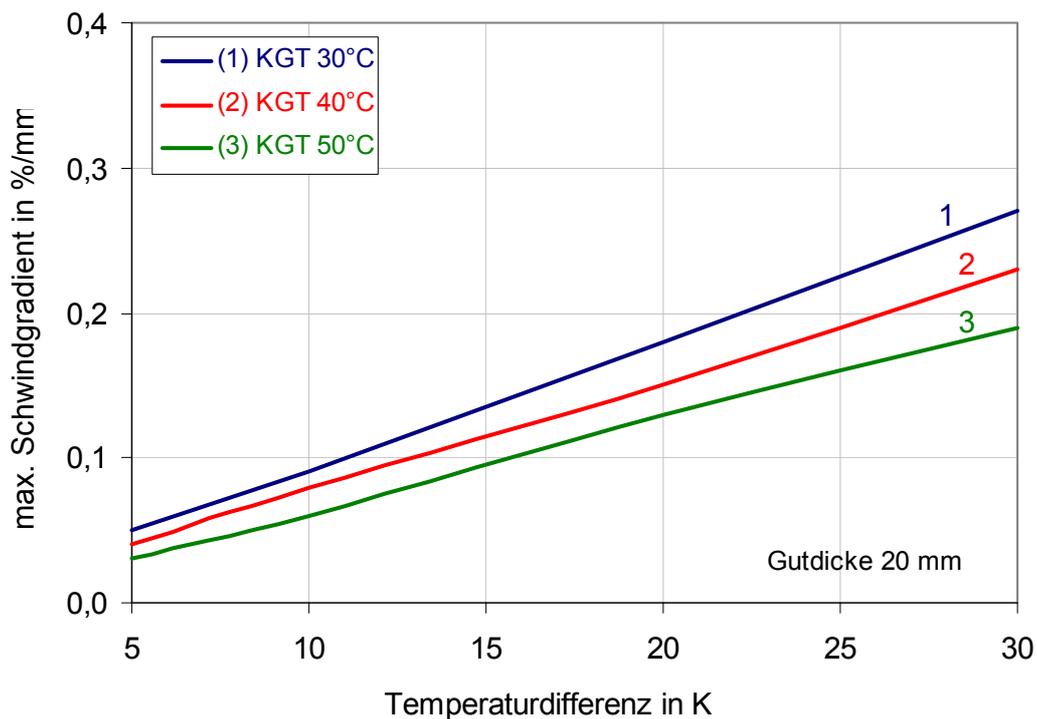
**Bild 81: Einfluss der Temperaturdifferenz auf den Wassergehalt am Ende des ersten Trocknungsabschnitts**

Bild 81 zeigt die im Rohling vorhandenen durchschnittlichen Wassergehalte am Ende des ersten Trocknungsabschnitts in Abhängigkeit von der Temperaturdifferenz. Aufgrund des guten Feuchteausgleichs innerhalb des Rohlings bei niedrigen Trocknungsgeschwindigkeiten dauert der erste Trocknungsabschnitt wie oben erwähnt länger und endet mit geringeren Feuchtegehalten.



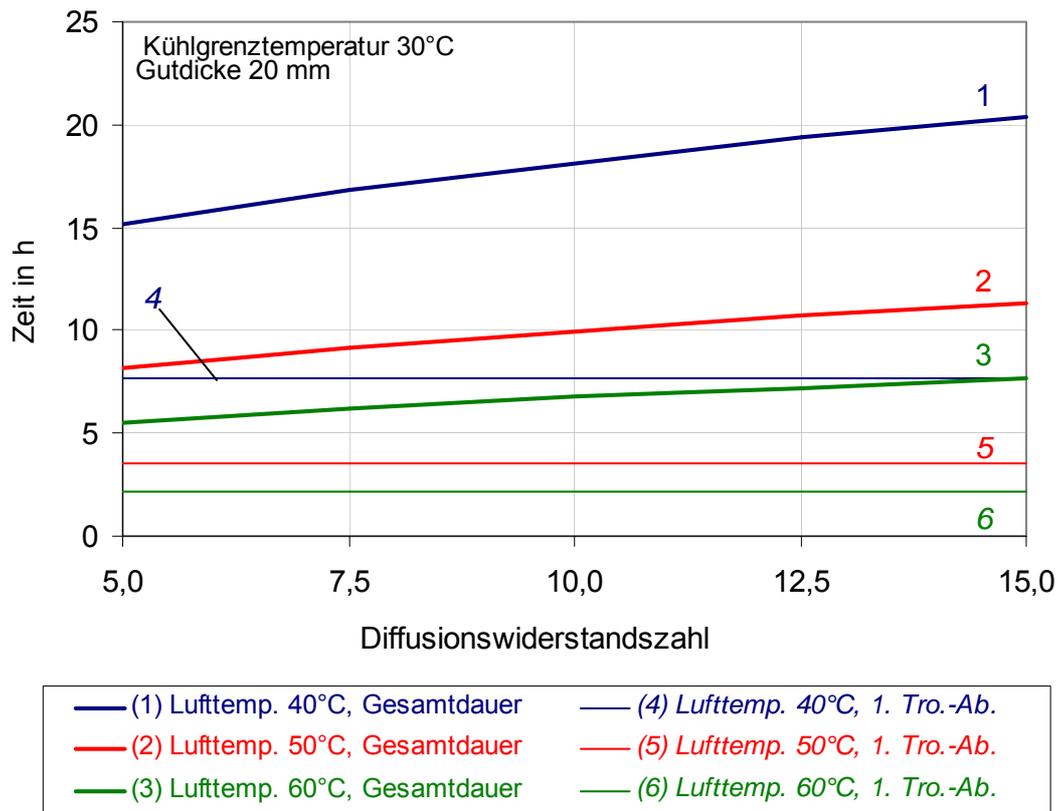
**Bild 82: Einfluss der Temperaturdifferenz und der Kühlgrenztemperatur auf die maximale Schwinddifferenz**

In Bild 82 sind die sich einstellenden Schwinddifferenzen unter den gleichen Voraussetzungen, die für Bild 80 gelten, dargestellt. Es fällt auf und entspricht den Erwartungen, dass die Schwinddifferenzen mit zunehmender psychrometrischer Temperaturdifferenz ansteigen, sich mit höherer Kühlgrenztemperatur jedoch vermindern. Bei einer Kühlgrenztemperatur von 40°C und einer psychrometrischen Differenz von 5 K stellt sich beispielsweise eine maximale Schwinddifferenz von 0,2 % im 20 mm dicken Rohling ein, während bei einer schnelleren Trocknung mit einer Temperaturdifferenz von 30 K die größte Schwinddifferenz bei 0,9 % liegt. Ebenso wie die maximale Schwinddifferenz nimmt der Gradient der Schwindung an der Rohlingsoberfläche mit steigender Trocknungsgeschwindigkeit und abfallender Kühlgrenztemperatur zu, wie Bild 83 entnommen werden kann. Dabei handelt es sich um lineare Beziehungen. Denn die zum Schwindungsende herrschenden oberflächlichen Feuchtegradienten sind nach Gleichung (50) proportional zur Verdunstungsrate und damit zur Temperaturdifferenz.



**Bild 83: Einfluss der Temperaturdifferenz und der Kühlgrenztemperatur auf den maximalen Schwindgradienten an der Rohlingsoberfläche**

Im Rahmen dieser Arbeit soll des Weiteren der Einfluss der Diffusionswiderstandszahl und der Wärmeleitfähigkeit der trockenen Rohlingsmasse auf das Trocknungsverhalten untersucht werden. Bild 84 zeigt Ergebnisse von Simulationsrechnungen mit unterschiedlichen Diffusionswiderstandszahlen. Von dieser abgesehen werden die in Tabelle 4 aufgeführten Daten verwendet. Dabei beträgt die Gutdicke 20 mm. Selbstverständlich wird die Zeitdauer des ersten Trocknungsabschnitts durch die Diffusionswiderstandszahl nicht beeinflusst. Mit steigender Diffusionswiderstandszahl verlängert sich erwartungsgemäß die Dauer des zweiten Trocknungsabschnitts, in dem Wasserdampfdiffusion durch die trockene Hülle stattfindet. Dieser Effekt verstärkt sich bei höheren Lufttemperaturen. Insgesamt ist aber der Einfluss der Diffusionswiderstandszahl relativ gering. Bei einer Erhöhung der Diffusionswiderstandszahl von 5 auf 15 steigt die Trocknungsdauer bei einer Lufttemperatur von 40°C nur um 33%, obwohl die Diffusionswiderstandszahl verdreifacht wird. Wie man in Bild 84 erkennt, hat eine Erhöhung der Lufttemperatur um beispielsweise 10 K einen wesentlich stärkeren Einfluss als die Verdreifachung der Diffusionswiderstandszahl.

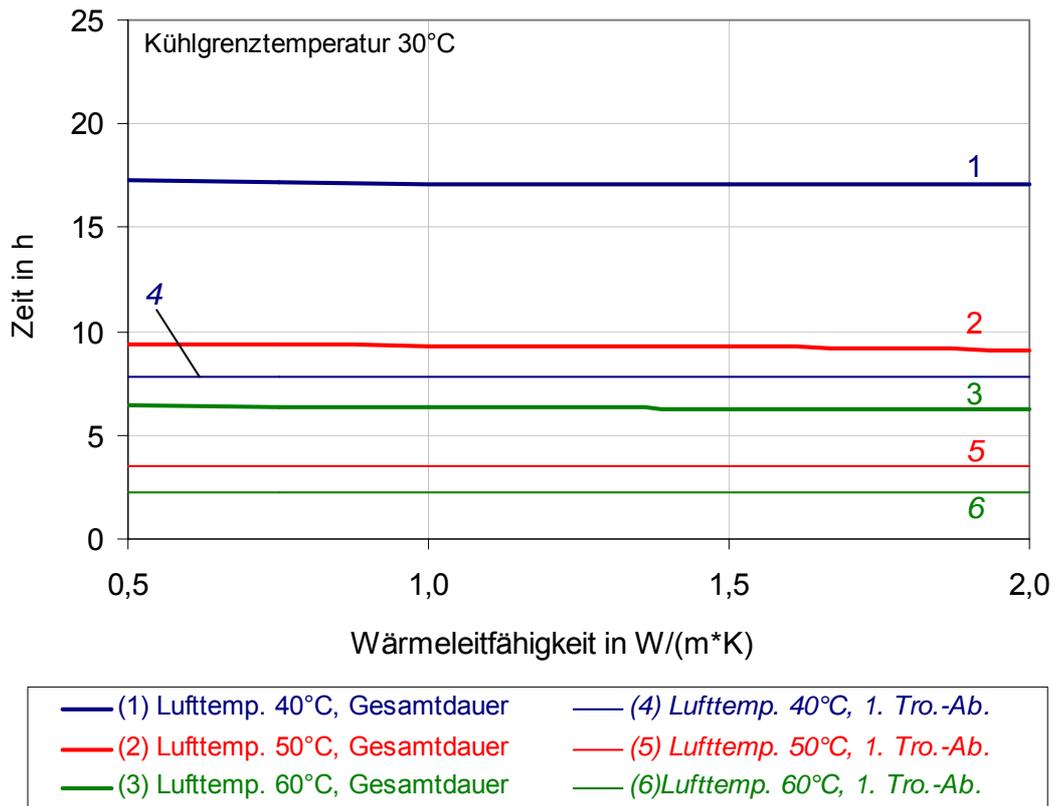


**Bild 84: Einfluss der Diffusionswiderstandszahl auf die Trocknungsdauer**

Da die Vorgänge innerhalb der mit Schwindung einhergehenden Trocknungszeit in der Ziegelindustrie von sehr großer Wichtigkeit sind, kommt den Verhältnissen während des zweiten Trocknungsabschnitts nur eine relativ geringe Bedeutung, wie beispielsweise hinsichtlich des Gesamtenergieaufwandes, zu. Eine genaue Kenntnis der Diffusionswiderstandszahl ist daher nur von geringem Interesse, zumal sie im Bereich ihrer üblichen Schwankungsbreite bereits durch geringste Manipulationen der Trocknerlufttemperatur kompensierbar ist.

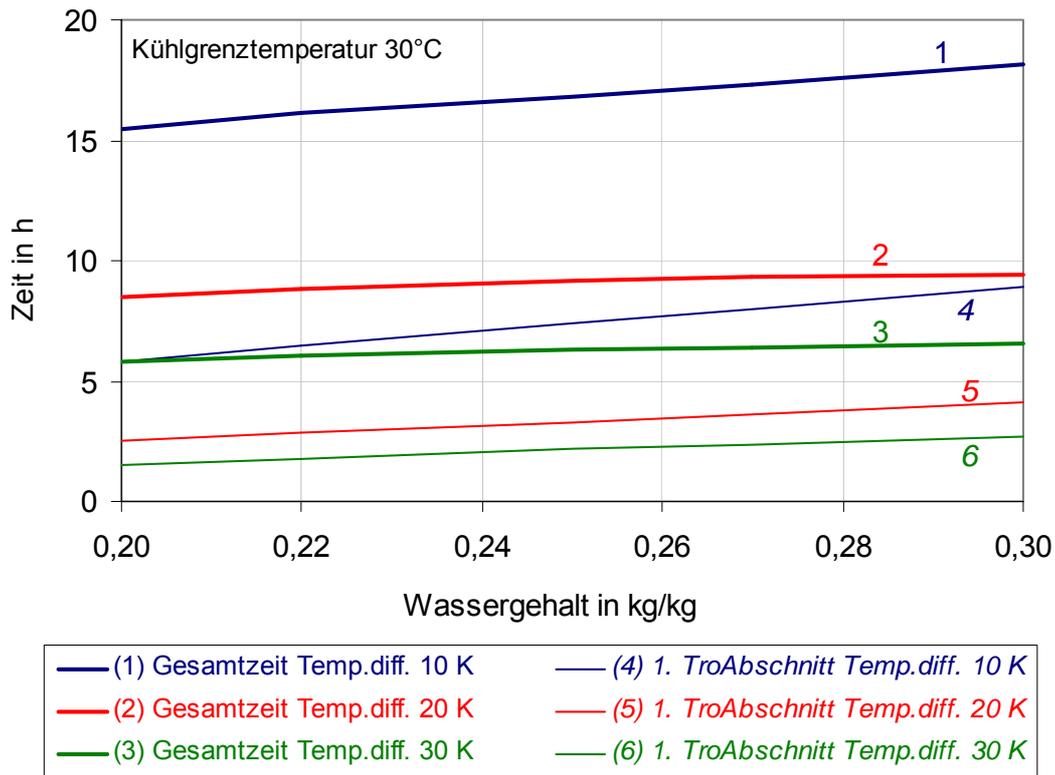
Von nochmals geringerem Einfluss ist die in Bild 85 dargestellte Auswirkung der Wärmeleitfähigkeit auf den erforderlichen Trocknungszeitbedarf. Bei den Simulationsrechnungen findet die Trocknung unter denselben Voraussetzungen wie im vorigen Beispiel statt, wobei jedoch eine Diffusionswiderstandszahl von 8 angesetzt wird und die Wärmeleitfähigkeit zwischen 0,5 und 2 W/(m·K) variiert. Bild 85 ist zu entnehmen, dass sich bei einer Vervierfachung der Wärmeleitfähigkeit die Trocknungsdauer um nur 1,2 % verringert. Im Rahmen technischer Genauigkeiten kann davon ausgegangen werden, dass die Wärmeleitfähigkeit bedeutungslos ist. Zur Begründung sei auf Bild 43 verwiesen. Dort sind die zeitlichen Verläufe der Trocknung einer 20 mm dicken Platte bei einer Temperaturdifferenz von 30 K und einer

Wärmeleitfähigkeit der trockenen Masse von  $1,0 \text{ W/(m}\cdot\text{K)}$  dargestellt. Es ist zu erkennen, dass die maximale Differenz zwischen Oberflächen- und Spiegeltemperatur sehr klein ist; sie beträgt lediglich  $0,9 \text{ K}$ . Dies zeigt, dass der Wärmeleitwiderstand in der trockenen Schale nur einen sehr geringen Einfluss auf die zeitlichen Verläufe haben kann, vergleiche Kapitel 3.2. Wie mehrfach erläutert, ist die Diffusion beziehungsweise die Dampfdruckdifferenz zwischen der Oberfläche und dem Trocknungsspiegel für die Vorgänge im zweiten Trocknungsabschnitt dominierend.



**Bild 85: Einfluss der Wärmeleitfähigkeit der trockenen Rohlingsmasse auf die Trocknungsdauer**

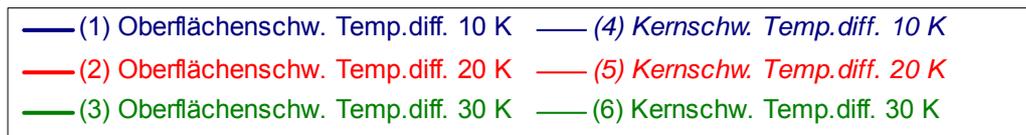
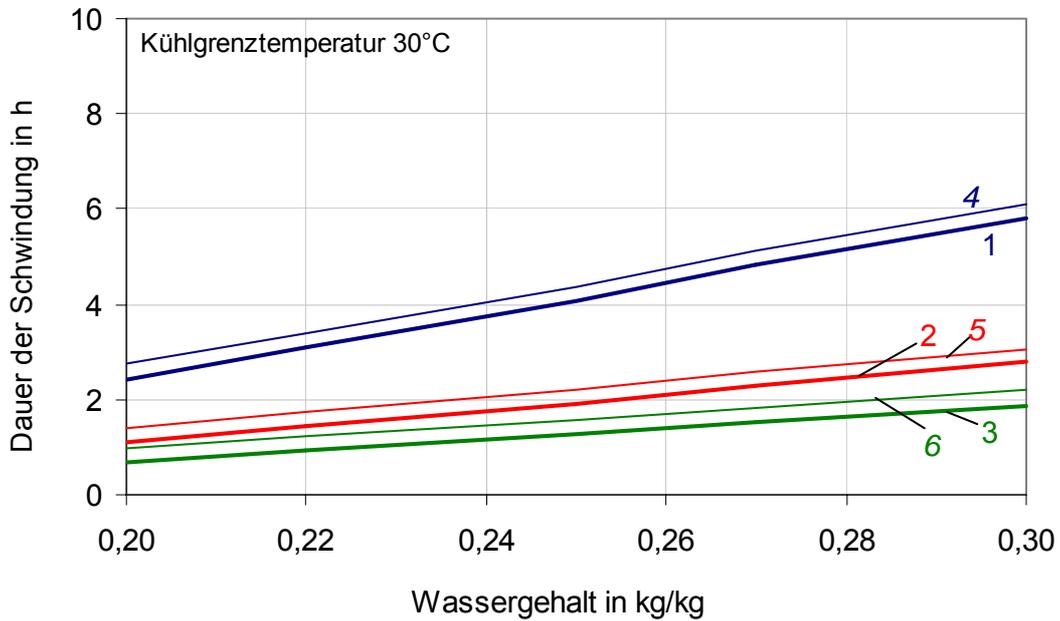
Simuliert man einen Trocknungsvorgang rein rechnerisch mit einer Wärmeleitfähigkeit von  $200 \text{ W/(m}\cdot\text{K)}$ , so geht die Temperaturdifferenz gegen Null. Die Trocknungsdauer verkürzt sich gegenüber der Trocknung mit einer Wärmeleitfähigkeit von  $1,0 \text{ W/(m}\cdot\text{K)}$  um nur 7 Minuten, wenn man bei Trocknung mit einer Lufttemperatur von  $50^\circ\text{C}$  die gleichen Bedingungen schafft wie in Bild 85. Dies bleibt bei einer Gesamttrocknungsdauer von 9 Stunden 15 Minuten ohne Belang. Erst bei unrealistisch kleinen Werten der Wärmeleitfähigkeit von  $0,02 \text{ W/(m}\cdot\text{K)}$  ergeben sich nennenswerte Einflüsse auf die Trocknungszeit.



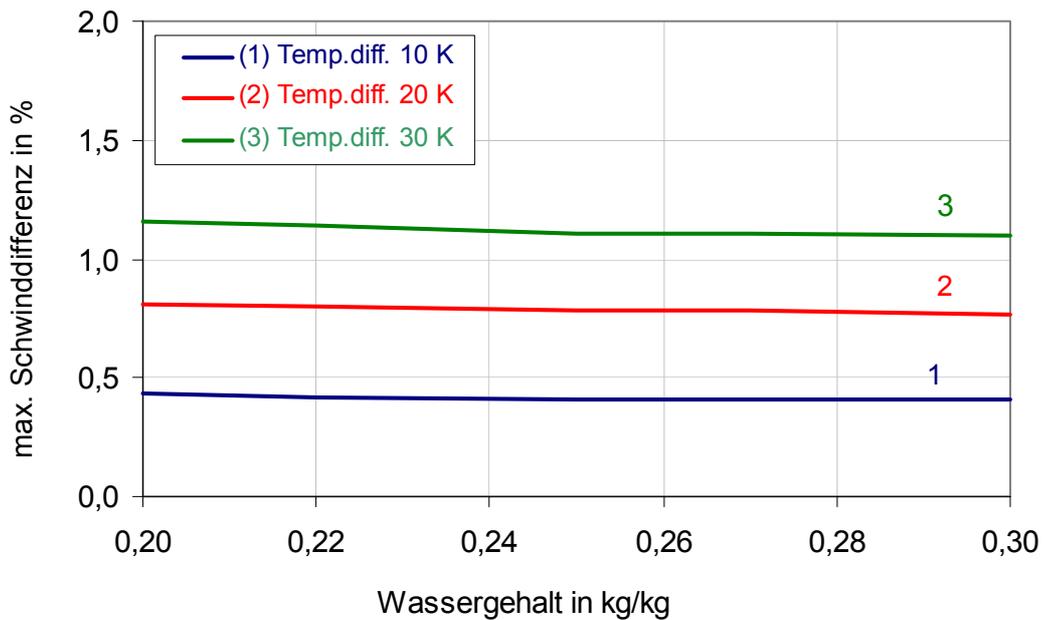
**Bild 86: Einfluss des Wassergehaltes einer Rohlingsmasse auf die Dauer der Trocknung**

Die Bilder 86 bis 88 zeigen die Auswirkungen auf die Trocknungsverläufe, wenn der Anfangswassergehalt einer ansonsten gleichbleibenden Rohlingsmasse variiert wird. Eine Veränderung des anfänglichen Feuchtegehaltes wirkt sich zunächst auf die Trockenschwindigkeit aus. Ihre Änderung bei unterschiedlichen Anfangswassergehalten lässt sich aus dem in Kapitel 3.3.2 beschriebenen Beziehungen über die Schwindungsvorgänge ermitteln. Des Weiteren beeinflusst man den Anfangsfeuchteleitkoeffizienten durch eine Änderung des Wassergehaltes. Dieser wird nach Gleichung (85) an veränderte Feuchtegehalte angepasst. Wie in Bild 86 zu erkennen ist, verlängert sich erwartungsgemäß die Trocknungsdauer bei höheren Anfangswassergehalten. Dabei steigt insbesondere die Dauer des ersten Trocknungsabschnitts an, während sich die Dauer des zweiten Trocknungsabschnitts nur unwesentlich ändert. Dieser Effekt ist umso stärker ausgeprägt, je höher die Trocknungsgeschwindigkeit gewählt wird. In Bild 87 wird unter den gleichen Randbedingungen die Dauer der Schwindung dargestellt. Hierauf ist der Einfluss des Wassergehaltes sehr viel stärker als auf die Gesamttrocknungszeit. Wie Bild 88 zeigt, ist die maximale Schwinddifferenz in nur sehr geringem Umfang von der Gutfeuchte abhängig. Der Schwindgradient an der Rohlingsoberfläche verändert sich durch die

Variation des Anfangswassergehaltes nicht, so dass hierzu keine bildliche Darstellung vorgenommen wird.



**Bild 87: Einfluss des Wassergehaltes auf die Schwindungsdauer**



**Bild 88: Einfluss des Wassergehaltes auf die maximale Schwinddifferenz**

## 6.2 Beispiel für eine Trocknungsoptimierung

In der Praxis wird häufig angestrebt, die Trocknung keramischer Rohlinge möglichst schnell durchzuführen, ohne dabei eine zuvor experimentell festgelegte maximale Schwinddifferenz zu überschreiten. Nachfolgend wird die Vorgehensweise einer solchen Optimierung anhand eines Beispiels vorgestellt. Der zu optimierende Trocknungsprozess betrifft eine Ziegelmasse mit einer Dichte von  $1900 \text{ kg/m}^3$  im trockenen Zustand, die als 20 mm dicke Platte vorliegt. Die wesentlichen Trocknungsparameter sind in der nachfolgenden Tabelle 5 aufgeführt. Zu erwähnen sind darüber hinaus die Wärmeleitfähigkeit mit  $1,0 \text{ W/(m}\cdot\text{K)}$  und die Diffusionswiderstandszahl mit 8.

Anfangswassergehalt kg/kg	25	25	25	25	<b>22</b>	22
Trockenschwindung %	6,2	6,2	6,2	6,2	<b>5,0</b>	5,0
Anfangsfeuchteleitkoeffizient $10^{-9} \text{ m}^2/\text{s}$	80	80	80	80	<b>130</b>	130
Wärmeübergangskoeffizient $\text{W}/(\text{m}^2\cdot\text{K})$	30	30	30	30	30	30
Anf. Kühlgrenztemperatur $^{\circ}\text{C}$	30	30	30	<b>50</b>	50	50
Anf. psychrometrische Differenz K	20	20	20	20	20	<b>25</b>
Temperaturanstieg nach Ende des 1. Tro.-Ab. K/h	0	<b>20</b>				
Temperaturanstieg nach Ende der Oberflächenschwindung K/h	0		<b>20</b>	20	20	20
Gesamtdauer der Trocknung hh:mm	09:08	05:50	04:50	04:31	03:57	03:27
Dauer des ersten Tro.-Ab. hh:mm	03:21	03:21	02:48	02:52	02:40	02:12
Ende der Oberflächenschw. hh:mm	02:00	02:00	01:56	01:58	01:40	01:20
max. Schwinddifferenz %	0,78	0,78	0,78	0,57	0,34	0,42
max. Schwindgradient $\%/mm$	0,18	0,18	0,18	0,13	0,07	0,09

**Tabelle 5: Beispiel für die Optimierung eines Trocknungsprozesses**

Im ersten Fall, in der Zahlenwertspalte 1 von Tabelle 5, findet die Trocknung bei konstanten Umgebungsbedingungen bei einer Kühlgrenztemperatur von  $30^{\circ}\text{C}$  und einer Lufttemperatur von  $50^{\circ}\text{C}$  statt. Der sich rechnerisch ergebende Zeitaufwand beträgt 9:08 Stunden. Die maximale Schwinddifferenz liegt bei 0,78 %. Häufig wird in der Praxis nach dem Ende des ersten Trocknungsabschnittes die Lufttemperatur

angehoben. In diesem Beispiel (2. Spalte) wird die Lufttemperatur so lange um 20 K/h erhöht, bis die Kerntemperatur 70°C erreicht hat. Die Trocknungsdauer verkürzt sich dadurch auf 05:50 Stunden. Die maximale Schwinddifferenz sowie der maximale Schwindgradient werden von dieser Maßnahme nicht beeinflusst, da sie erst nach dem oberflächlichen Schwindungsende in den Prozess eingreift.

Um die Trocknungszeit weiter zu vermindern, wird nun bereits nach dem Ende der Oberflächenschwindung, wenn also die maximale Schwinddifferenz erreicht ist und im Allgemeinen keine Rissgefährdung mehr besteht, die Lufttemperatur um 20 K/h angehoben (3. Spalte). Dadurch lässt sich die Gesamtzeit der Trocknung auf 4:50 Stunden verkürzen. Auch hier werden die maximale Schwinddifferenz und der maximale Schwindgradient nicht beeinflusst.

Da für diese beispielhaft ausgewählte Masse bekannt ist, dass die maximale Schwinddifferenz deutlich unter 0,5 % und der maximale Schwindgradient unter 0,1 %/mm liegen muss, ist es erforderlich, die Feuchteleitfähigkeit zu verbessern, um geringere Feuchtegradienten zu erhalten. Daher wird im nächsten Schritt, 4. Spalte, die Kühlgrenztemperatur durch Anheben der Trocknerlufttemperatur und der Luftfeuchtigkeit erhöht. Die anfängliche Lufttemperatur wird so eingestellt, dass die psychrometrische Differenz weiterhin 20 K beträgt. Aufgrund der mit der höheren Rohlingstemperatur verbundenen erhöhten Feuchteleitfähigkeit verringert sich die rissgefährdende maximale Schwinddifferenz von 0,78 auf 0,57 %. Das oben gewählte Ziel konnte mit diesen Schritten also noch nicht erreicht werden.

Eine zur Verringerung der Schwindrissgefährdung häufig genutzte Maßnahme besteht im Einmischen von Magerungsmitteln in die Rohstoffmasse. Im gewählten Beispiel, 5. Spalte, lässt sich hierdurch der Anmachwasserbedarf auf 0,22 kg/kg vermindern. Die Trockenschwindung sinkt auf 5 %. Die Feuchteleitfähigkeit erhöht sich aufgrund der durch die kantigen Magerungsteilchen entstehenden Randgängigkeit für das Wasser auf  $130 \cdot 10^{-9} \text{ m}^2/\text{s}$ . Die Simulation des Trocknungsvorgangs ergibt nun eine deutliche Verminderung der maximalen Schwinddifferenz auf 0,34 % und des maximalen Schwindgradienten auf 0,07 %/mm.

Die erzielten Ergebnisse sind nun also deutlich besser als notwendig. Daher wird in einem letzten Schritt nochmals die Trocknungszeit herabgesetzt. Dazu wird die psychrometrische Differenz zu Beginn der Trocknung auf 25 K erhöht, während alle anderen Parameter auf ihrem vorherigen Niveau verbleiben. Die Schwinddifferenz beziehungsweise der maximale Schwindgradient sind nun hinreichend niedrig, während die Gesamtdauer der Trocknung nur noch knapp 3,5 Stunden beträgt.

Dieses Beispiel hat gezeigt, dass es mit verhältnismäßig geringem Aufwand möglich ist, sowohl die Schwindrissgefährdung als auch die Gesamtdauer der Trocknung zu vermindern und somit die Effizienz des Trocknungsvorgangs (Verminderung der Trocknungsdauer auf unter 40 %) in großem Ausmaß zu erhöhen.

## 7 Zusammenfassung

Diese Arbeit beschäftigt sich mit theoretischen Überlegungen zur Trocknung von Ziegelrohlingen. Die erzielten Ergebnisse werden mit experimentellen Untersuchungen verglichen und erlauben es, den zur Trocknung erforderlichen Zeitbedarf auf ein geringstmögliches Maß abzusinken, ohne dass es durch übermäßige Schwinddifferenzen zu Trockenrissen oder Verkrümmungen kommt. Von wesentlichem Einfluss auf den Trocknungsverlauf sind die Feuchteleitfähigkeit, der Grenzwassergehalt des Rohlings, der das Schwindungsende markiert, und die Diffusionswiderstandszahl. Zur Berechnung der Feuchteverläufe innerhalb des Gutes benötigt man den Feuchteleitkoeffizienten. Diese Stoffgröße ist stark vom Wassergehalt und in geringerem Maße auch von der Temperatur abhängig. Feuchteleitkoeffizienten von Ziegeltonen waren bislang nicht bekannt. In dieser Arbeit wird für den schwindungsbehafteten Teil der Trocknung ein physikalisch begründetes Modell entwickelt, das die Abhängigkeit des Feuchteleitkoeffizienten vom Wassergehalt beschreibt. Bis zum Erreichen des Schwindungsendes ist der Feuchteleitkoeffizient proportional zum Quadrat des Wassergehaltes. Durch die Schwindung verengen sich die für den Wassertransport nutzbaren Kapillarräume. Dadurch vermindert sich der Feuchteleitkoeffizient kontinuierlich. Zur Ermittlung des Feuchteleitkoeffizienten werden Messungen für einen Feuchtegehalt, bei dem die Schwindung noch nicht abgeschlossen ist, an Probekörpern durchgeführt. Dabei bestimmt man den Massenverlust und die Feuchteverteilung der Proben und errechnet daraus den Feuchteleitkoeffizienten für den entsprechenden Wassergehalt. Auf Basis dieses Wertes kann der Feuchteleitkoeffizient für alle Rohstofffeuchten im Bereich der schwindungsbehafteten Trocknung nach dem entwickelten Modell berechnet werden. Nach dem Schwindungsende dringt Luft zunächst in die dicksten, dann in die dünneren Poren ein. In dieser Trocknungsphase, die mit der Unterschreitung des Grenzwassergehaltes beginnt, steigt der Strömungswiderstand für das sich in Richtung Rohlingsoberfläche bewegende Anmachwasser rasant an. Das führt zu einem steilen Abfall des Feuchteleitkoeffizienten um mehrere Zehnerpotenzen. Der Grenzwassergehalt lässt sich bei bekanntem Trockenschwindmaß berechnen.

In einem Labortrockner werden Trocknungsversuche unter verschiedenen Bedingungen an einer Ziegelmasse durchgeführt und die Ergebnisse den Simulationsrechnungen gegenübergestellt. Darüber hinaus wird eine im industriellen Betrieb gemessene Trocknungskurve mit der Programmrechnung verglichen. In beiden Fällen zeigt sich eine gute Übereinstimmung zwischen der Praxis und den Simulationsrechnungen.

Mit Hilfe des Programms wird der Einfluss verschiedener Parameter auf das Trocknungsverhalten untersucht. Den größten Einfluss auf die Trocknungszeit haben erwartungsgemäß die Lufttemperatur und der Wärmeübergangskoeffizient. Die rissgefährdenden Feuchtegradienten lassen sich durch Heraufsetzen der Kühlgrenztemperatur und durch Erhöhung der Feuchteleitfähigkeit, die beispielsweise durch Zugabe von Magerungsmitteln erreicht wird, vermindern. Die Diffusion beeinflusst den Trocknungsverlauf im zweiten Trocknungsabschnitt. Eine genaue Kenntnis der Diffusionswiderstandszahl ist nicht zwingend nötig, da der Einfluss der Lufttemperatur auf den Trocknungsfortschritt weitaus größer ist. Die Wärmeleitung innerhalb der trockenen Außenschale ist für den Trocknungsfortschritt bedeutungslos.

Das Maximum der Schwinddifferenz herrscht dann, wenn die Rohlingsoberfläche das Schwindungsende erreicht hat. Anschließend geht der maximale Gradient der Schwindung sehr rasch zurück und wird zu Null, wenn auch im Rohlingskern die Grenzfeuchte unterschritten ist. Bereits nach dem Durchschreiten des Maximums, also dem Schwindungsende an der Rohlingsoberfläche, ist es sinnvoll, den Wärmeeintrag in den Rohling zu vergrößern. Das ist insbesondere durch Erhöhung der Lufttemperatur möglich. Dadurch ergeben sich erhebliche Verkürzungen der Gesamttrocknungszeit. Die bisher übliche Vorgehensweise, die Lufttemperatur in Trockneranlagen erst nach Ende des ersten Trocknungsabschnitts heraufzusetzen, führt auch zu einer Verminderung der Gesamttrocknungszeit. Sie greift jedoch wesentlich später als zum Schwindungsende und nutzt daher das zeitliche Einsparpotential nur eingeschränkt aus. An einer Beispielrechnung wird gezeigt, dass die gesamte Trocknungsdauer mit einfachsten Hilfsmitteln gesenkt werden kann.

Essen, den 23.02.04

Uta Telljohann

## 8 Verzeichnis der verwendeten Formelzeichen

a	[m <sup>2</sup> /s]	Temperaturleitkoeffizient
c <sub>p</sub>	[kJ/(kg·K)]	spezifische Wärmekapazität bei konstantem Druck
h	[kJ/kg]	spezifische Enthalpie
l	[m]	Länge
m	[kg]	Masse
$\dot{m}$	[kg/(m <sup>2</sup> ·h)]	Massenstromdichte von Wasser
p	[Pa]	Druck
$\dot{q}$	[W/m <sup>2</sup> ]	Wärmestromdichte
r	[kJ/kg]	spezifische Verdampfungsenthalpie
r	[m]	Radius
s	[m]	Länge
t	[h]	Zeit
w	[m/s]	Geschwindigkeit
x	[kg/kg]	Masse des Wassers bezogen auf die Masse der trockenen Luft
y	[kg/kg]	Masse des Wassers bezogen auf die Masse des trockenen Gutes
z	[m]	Länge
A	[m <sup>2</sup> ]	Fläche
D	[m <sup>2</sup> /s]	Diffusionskoeffizient
$\tilde{M}$	[kg/kmol]	Molmasse
R	[1/mol]	spezielle Gaskonstante
T	[K]	Absolute Temperatur
$\alpha$	[W/(m <sup>2</sup> ·K)]	Wärmeübergangskoeffizient
$\beta$	[m/s]	Stoffübergangskoeffizient
$\delta$	[m]	Grenzschichtdicke
$\eta$	[kg/(m·s)]	dynamische Viskosität
$\theta$	[grad]	Benetzungswinkel
$\kappa$	[m <sup>2</sup> /s]	Feuchteleitkoeffizient
$\lambda$	[W/(m·K)]	Wärmeleitkoeffizient
$\mu$	-	Diffusionswiderstandszahl
$\nu$	[m <sup>2</sup> /s]	kinematische Viskosität
$\xi$	-	Schwindungskoeffizient
$\rho$	[kg/m <sup>3</sup> ]	Dichte
$\sigma$	[N/m]	Oberflächenspannung

$\tau$	-	Tortuosität
$\varphi$	-	Relative Luftfeuchte
$\vartheta$	[°C]	Temperatur
$\psi$	[m <sup>3</sup> /m <sup>3</sup> ]	Volumetrischer Wassergehalt

### Indizes:

h	halbseitig
k	kapillar
li	links
m	mittlerer
p	Poren
re	rechts
s	Sättigung
s	Fläche
tr	trocken
v	volumetrisch

D	Dampf
Gr	Grenzzustand
K	Kern
KG	Kühlgrenzzustand
Konv	konvektiv
Kn	Knickpunkt
L	Luft
O	Oberfläche
0	Anfang

### Dimensionslose Kennzahlen:

Nu	Nusseltzahl
Pr	Prandtlzahl
Re	Reynoldszahl
Sc	Schmidtzahl
Sh	Sherwoodzahl

## 9 Literatur

- [1] Bender, W.; Händle F.: Handbuch für die Ziegelindustrie. Bauverlag Wiesbaden und Berlin 1982.
- [2] Hauck, D.; Ruppik, M.; Krützner-Brezynski, B.: Einsatzmöglichkeiten für Natursteinmehle und -sande zur Ziegelherstellung. ZI-Jahrbuch 1995, Bauverlag Wiesbaden und Berlin, S.59-99.
- [3] Hauck, D.; Ruppik, M.; Telljohann, U.: Optimierung des Trocknungsprozesses zur Verminderung der Trockenrissgefährdung von Ziegelrohlingen. Ziegelindustrie int. 55 (2002) 4, S.52.
- [4] Köther, W.; Hilker, E.; Hesse, E.: Porosierung mit anorganischen Zusätzen. Ziegeleitechnisches Jahrbuch 1981, Bauverlag Wiesbaden und Berlin, S.177-207.
- [5] Hauck, D.; Jung, E.: Verbesserung der Wärmeleitfähigkeit von Leichtlochziegeln. ZI-Jahrbuch 1991, Bauverlag Wiesbaden und Berlin, S.108-121.
- [6] Junge, K.: Grenzen der thermischen Nutzung organischer Rohstoffzusätze. ZI-Jahrbuch 1999, Bauverlag GmbH Wiesbaden und Berlin, S.71-75.
- [7] Junge, K.; Telljohann, U.: Brennen von energetisch hoch befrachteten Lochziegeln. ZI-Jahrbuch 2003, BertelsmannSpringer Bauverlag Gütersloh, S.69-84.
- [8] Rimpel, E.: Technische Herstellung hochporöser Ziegelmaterialien. ZI-Jahrbuch 1996, Bauverlag Wiesbaden und Berlin, S.174-207.
- [9] aus [16], Kapitel 10, Trocknen in der keramischen Industrie, S.536-560.
- [10] Junge, K.: Schnelltrocknung und Schnellbrand. ZI-Jahrbuch 1999, Bauverlag Wiesbaden und Berlin, S.44-57.
- [11] Produkte und Innovationen: Ziegelindustrie int. 57 (2004) 12, S.14-15.
- [12] Fischer, P.: Die Bildung des grobkeramischen Scherbens beim Brennen, Teil I. Ziegeleitechnisches Jahrbuch 1986, Bauverlag Wiesbaden und Berlin, S.328-353.
- [13] Fischer, P.: Die Bildung des grobkeramischen Scherbens beim Brennen, Teil II. ZI-Jahrbuch 1987/88, Bauverlag Wiesbaden und Berlin, S.96-108.

- [14] Junge, K.; Telljohann, U.: Entkopplung von Ofen und Trockner durch Verbrennungsluftvorwärmung und Zwischenspeicherung der Verbundwärme. Ziegelindustrie Int. 55 (2002) 8, S.12-22.
- [15] Krakow, L.: Klassifikation und Bezugsquellen eignungsgeprüfter Ton- und Magerungsrohstoffe in Deutschland. Ziegelindustrie int. 55 (2002) 4, S.32-41.
- [16] Kröll, W.; Kast, W.: Trocknen und Trockner in der Produktion, Band 3. Springer Verlag Berlin, Heidelberg, New York 1989.
- [17] Salmang, H.; Scholze H.: Keramik, Teil 1, Allgemeine Grundlagen und wichtige Eigenschaften. Springer Verlag Berlin, 6. Auflage 1982.
- [18] Stark, U.: Granulometrische Charakterisierung feindisperser Schüttgüter des Bauwesens, 1996.
- [19] Hinz, W.: Silikate, Band 1. VEB Verlag für Bauwesen Berlin, 1970.
- [20] Henning, O.; Knöfel, D.: Baustoffchemie, Bauverlag Wiesbaden und Berlin 1982.
- [21] Krischer, O.; Kast, W.: Die wissenschaftlichen Grundlagen der Trocknungstechnik, Band 1. Springer Verlag Berlin, Heidelberg, New York 1978.
- [22] Kneule, F.: Das Trocknen: Verlag Sauerländer Aarau 1975.
- [23] Balint, P.; Szoke, B.; Juhasz, J.; Skvorecz T.: Equilibrium moisture diagrams for the drying of clays. ceramics international 7 (1981) no. 1, p. 35-39.
- [24] Rimpel, E.: Möglichkeiten und Grenzen der klimagesteuerten Konvektionstrocknung. ZI-Jahrbuch 1995, Bauverlag Wiesbaden und Berlin, S.23-35.
- [25] Rimpel, E.: Untersuchungen von Möglichkeiten und Grenzen der Durchströmungstrocknung von Hochlochziegeln im Vergleich zur konventionellen Konvektionstrocknung in großen Räumen. ZI-Jahrbuch 2002, BertelsmannSpringer Bauverlag Gütersloh, S.103-122.
- [26] Scholz, R.; Gardeik, H., O.; Specht, E.: Trocknungstechnik (Grundlagen). Vorlesung an der Technischen Universität Clausthal 1978.
- [27] Krause, E.; Berger, I.; Kröckel, O.; Maier, P.: Technologie der Keramik, Band 3, Thermische Prozesse. VEB Verlag für Bauwesen Berlin 1985.
- [28] Junge, K.: Daten zur feuchten Luft-Trocknungstechnik. ZI-Jahrbuch 1996, Bauverlag Wiesbaden und Berlin, S.128-137.
- [29] Junge, K.: Erhöhung der Rohlingstemperatur zur Verminderung der Trockenrissgefährdung. ZI-Jahrbuch 1993, Bauverlag Wiesbaden und Berlin, S.11-23.

- [30] Pauls, N.; Telljohann, U.: Verminderung der Trockenausblühungen durch Beeinflussung der Trocknungsbedingungen. ZI-Jahrbuch 2000, Bauverlag Wiesbaden und Berlin, S.86-109.
- [31] König, R.: Erhöhung der Rohlingstemperatur zur Verminderung der Trockenrissgefährdung. ZI-Jahrbuch 1996, Bauverlag Wiesbaden und Berlin, S. 124-127.
- [32] Junge, K.: Umwälzlüfter zur Senkung des Energieverbrauchs und zur Vergleichmäßigung der Trocknung. Ziegelindustrie Int. 38 (1985) 1, S. 10-22.
- [33] Jeschar, R.; Alt, R.; Specht, E.: Grundlagen der Wärmeübertragung. Viola-Jeschar-Verlag Goslar 1990.
- [34] Schlünder, E.: Über die Trocknung poröser Stoffe im ersten und zweiten Trocknungsabschnitt. Vortrag, gehalten anlässlich des GVC Fachausschusses Trocknungstechnik 17. - 19.03.2003 in Marburg.
- [35] Cammerer, F.: Die kapillare Flüssigkeitsbewegung in porösen Körpern. VDI Forsch.-Heft 500 (1963), S.1-27.
- [36] Sommer, E.: Beitrag zur Frage der kapillaren Flüssigkeitsbewegung in porigen Stoffen bei Be- und Entfeuchtungsvorgängen. Diss. Technische Hochschule Darmstadt 1971.
- [37] Krus, M.: Feuchtetransport- und Speicherkoeffizienten poröser mineralischer Baustoffe, theoretische Grundlagen und neue Messtechniken. Diss. Universität Stuttgart 1995.
- [38] Mahler, K.: Über die Bestimmung des Diffusionswiderstandes und der kapillaren Flüssigkeitsleitfähigkeit aus stationären und instationären Vorgängen. Diss. Technische Hochschule Darmstadt 1958.
- [39] Storm, W.: Zum Stand und zur Bewertung der Trocknungsprozesse und Trocknungsanlagen in der Silikatindustrie, dargestellt am Beispiel der Trocknung feinkeramischer Formlinge. Diss. Hochschule für Architektur und Bauwesen Weimar 1987.
- [40] Martin, G.: Beitrag zum Feuchtigkeits- und Wärmeaustausch bei der Trocknung keramischer Massen. Silikatechnik 21 (1970) 11. S. 367-371.
- [41] Herdt, K.: Untersuchungen über das Trocknungsverhalten keramischer Massen und Tone. Diss. Hochschule für Architektur und Bauwesen Weimar 1967.
- [42] VDI-Wärmeatlas. Verlag des Vereins Deutscher Ingenieure, Düsseldorf, 2003.

- [43] Hennicke, J.: Zur Hubel- und Isolatorentrocknung durch elektrothermische Verfahren unter der Berücksichtigung von Rohstoffeinflüssen. Dissertation Clausthal 1986.
- [44] Mersmann, A.: Stoffübertragung. Springer Verlag Berlin, Heidelberg 1986.
- [45] Schlünder, E.: Über den Mechanismus des ersten Trocknungsabschnitts und seine mögliche Bedeutung für diffusionskontrollierte katalytische Gasphasen-Reaktionen. Chem.-Ing.-Tech. 60 (1988) 2, S. 117-120.
- [46] Schmidt H.: Tabellen und Ablesediagramme. Ziegeleitechnisches Jahrbuch 1976, Bauverlag Wiesbaden und Berlin, S.153-190.
- [47] Krischer, O.: Trocknung fester Stoffe als Problem der kapillaren Feuchtigkeitsbewegung und der Dampfdiffusion. Z. VDI Beiheft Verfahrenstechnik 82 (1938) 4, S.104.
- [48] Krischer, O.: Wärme-, Flüssigkeits- und Dampfbewegung bei der Trocknung poriger Stoffe. Z. VDI Beiheft Verfahrenstechnik (1940) 1, S. 17.
- [49] Krischer, O.: Grundgesetze der Feuchtigkeitsbewegung in Trockengütern. Z. VDI 82 (1938), S. 373.
- [50] Lykow, A., W.: Experimentelle und theoretische Grundlagen der Trocknung. VEB Verlag Technik Berlin 1955.
- [51] Keey, R., B.: Drying Principles and Practice. Pergamon Press Oxford 1972.
- [52] Roth, H.: Trocknungsprozesse. Akademie-Verlag Berlin 1989.
- [53] Gnielinski, V.; Mersmann, A.; Thurner, F.: Verdampfung, Kristallisation, Trocknung. Friedr. Vieweg & Sohn Verlagsgesellschaft Braunschweig, Wiesbaden 1993.
- [54] Kröll, K.: Trockner und Trocknungsverfahren, 2. Band. Springer-Verlag Berlin, Heidelberg, New York 1978.
- [55] Niesper, A., A.: Tontrocknung. Bauverlag Wiesbaden, Berlin 1958.
- [56] Krause, E.: Technologie der Grobkeramik, Band 2, Trockentechnische Grundlagen. VEB Verlag für Bauwesen Berlin 1964.
- [57] Ford, R., W.: Keramische Trocknung. Verlag Schmid GmbH Freiburg 1990.
- [58] Scholz, R.; Gardeik, H., O.: Trocknen und Brennen, Trocknungsvorgänge bei porösen Stoffen, Handbuch der Keramik, Gruppe I E1. Verlag Schmidt Freiburg 1976, S. 1-25.

- [59] Bergholz, A.; u.a.: Trocknung mineralischer Roh- und Werkstoffe. VEB Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie Leipzig 1985.
- [60] Kirkendale, G., A.: Drying Clayware. State University of New York, College of Ceramics at Alfred University, Alfred, N.Y. Febr 1967.
- [61] Korach, M.; Sasvari, G.: Die Trocknung in der Keramik. Acta Technica 39 (1962), S.195-214.
- [62] Moravek, J.: Process of Drying. InterCeram 28 (1979), S.22-26, 132-135.
- [63] Huthmann, E.: Trocknung. Ziegeleitechnisches Jahrbuch 1977, Bauverlag Wiesbaden und Berlin, S144-276.
- [64] von Chiari, B.; Henicke, H.W.: Das Trocknungsverhalten plastischer keramischer Massen, Teil 1 und 2. Keram. Zeitschrift 38 (1986), S.119-122 und 310-313.
- [65] Mostetzky, H.: Trocknung keramischer Rohlinge. Ber. DKG, 56 (1979), Nr. 5, GW1-GW4.
- [66] König, R.: Die keramische Trocknung. Verlag Novokeram 1998.
- [67] Assenmacher, P.: Ziegel Trocknung, theoretische und experimentelle Grundlagen. Ziegeleitechnisches Jahrbuch 1967, Bauverlag Wiesbaden und Berlin, S.193-246.
- [68] Junge, K.: Trocknung von Ziegeleiprodukten -Probleme und deren Lösungen-. ZI-Jahrbuch 1991, Bauverlag GmbH Wiesbaden und Berlin, S.9-21.
- [69] Fischer, P.: Vorgänge im keramischen Scherben beim Trocknen und deren Kontrolle mittels einfacher Labortests. ZI-Jahrbuch 1991, Bauverlag GmbH Wiesbaden und Berlin, S.22-40.
- [70] Ratzenberger, H.; Vogt, S.: Möglichkeiten zur Vorausberechnung des Formgebungs-, Trocknungs- und Brennverhaltens grobkeramischer Tone und Massen. ZI-Jahrbuch 1993, Bauverlag Wiesbaden und Berlin, S.70-111.
- [71] Rimpel, E.: Möglichkeiten und Grenzen der klimagesteuerten Konvektionstrocknung. ZI-Jahrbuch 1995, Bauverlag Wiesbaden und Berlin, S.23-35.
- [72] Martin, G.: Beitrag zum Feuchtigkeits- und Wärmeaustausch bei der Trocknung keramischer Massen: Silikattechnik 21 (1970), S.367-371.
- [73] Göring, J.: Wärme- und Stofftransport während der konvektiven Trocknung. Diss. 1995.

- [74] Mostetzky, H.: Geschwindigkeit der Kapillarwasserbewegung und kritischer Kapillarradius am 1. Knickpunkt der Trocknungskurve. CFI 5/6 1982, S.284-288.
- [75] Moore, F.: The Mechanism of Moisture Movement in Clays with Particular Reference to Drying, A Concise Review. Trans. Brit. Ceram. Soc., 60 (1961), S.517-539.
- [76] van Brakel, J.: On the period of constant drying rate. Proc. 1<sup>st</sup> Int. Symp. Drying, Aug. 1978, Science Press Princeton 1978, S.70-75.
- [77] Macey, H., H.: Clay-water relationship and the internal mechanism of drying. Trans. J. Brit. Ceram. Soc. 41 (1942), S.73-121.
- [78] Macey, H.H.: Moisture movement in plastic clay. Trans. J. Brit. Ceram. Soc. 62 (1963), S. 67-69.
- [79] Luikov, A.: Moisture content gradients in the drying of clay. Trans. J. Brit. Ceram. Soc. 35 (1936), S.123-137.
- [80] Havrda, J.; Oujiri, F.: The application of diffusion couple method to saturated ceramic bodies. Silikaty 25 (1981), S.193-197.
- [81] Havrda, J.; Oujiri, F.; Machacek, J.: The effect of temperature gradient on water transfer in a saturated ceramic mix. Silikaty 26 (1982), S.299-303.
- [82] Havrda, J.; Oujiri, F.; Kofronova, B.: Temperature dependence of the thermodiffusion coefficient of water in a ceramic mix. Silikaty 27 (1983), S.107-112.
- [83] Havrda, J.; Oujiri, F.; Zizkova, M.: Barodiffusion of water in ceramic mix. Silicaty 28 (1984), S.1-6.
- [84] Havrda, J.; Oujiri, F.; Sebsajevic, G.: Temperature dependence of the barodiffusion coefficient of water in ceramic mix. Silikaty 28 (1984), S.311-316.
- [85] Kuzmak, J.; M., Sereda, P., J.: The mechanism by which water moves through a porous material subjected to a temperature gradient, 1. Introduction of a vapour gap into a saturated system. Soil Science 84 (1957), S.291-299.
- [86] Englberger, A.: Die innere Temperatur- und Feuchtigkeitsverteilung bei der Konvektions- und Kontakttrocknung eines kapillarporösen Körpers. Chem.-Ing. Techn. 37 (1965), S.1235-1245.
- [87] Herdt, K., H.; Bergholz, A.: Temperatur- und Schwindungsverhalten trocknender keramischer Massen und Tone. Silikattechnik 16 (1965), S.375-379.

- [88] Vertesffy, K.; Verdes, S.: Zusammenhang zwischen Trocknung und den Eigenschaften keramischer Rohstoffe und Massen. *Keram. Zeitschr.* 39 (1987), S.780-784.
- [89] Mattyasovszky-Zolnay, Th.: Der Einfluss der Trocknungsgeschwindigkeit auf die Eigenschaften der getrockneten Formlinge. *Tonind.-Zeitg.* 101 (1977), S.111-112.
- [90] Varlamov, V.P.; Kroichuk, L., A.; Toporkova, A., A.: A new method for estimating the drying sensitivity of clays. *Ceramurgia Int.* 2 (1976), S. 98-101.
- [91] Schmidt-Reinholz, Ch.: Zur naturgegebenen Trocknungsempfindlichkeit tonkeramischer Rohstoffe und Massen, Ursachen und Begrenzung durch Zusätze. *Keramische Zeitschrift* 41 (1989), S. 170-174.
- [92] Lippmann, F.: Über einen einfachen Test zur Erkennung der Trockenempfindlichkeit bei Tonen. *Ber. DKG* 33 (1956), S.150-153.
- [93] Ratzenberger, H.: Ursachen und Bestimmungsmethoden der Trocknungsempfindlichkeit bau- und grobkeramischer Rohmaterialien. *Silikattechnik* 37 (1986), S. 162-165.
- [94] Ratzenberger, H.: Ein Schnellverfahren zur Bestimmung der Trocknungsempfindlichkeit. *Ziegelindustrie int.* 43 (1990), S.348-354.
- [95] Ratzenberger, H.: Möglichkeiten zur Verminderung der Trocknungsempfindlichkeit keramischer Rohmaterialien. *Silikattechnik* 37 (1986), S.191-194.
- [96] Ackermann, Ch.; Gauglitz, R.; Hennicke, H., W.: Das Bourry-Diagramm und die Trockenschwindung trocken verpresster Massen. IX. *Int. Keram. Kongr. Brüssel 1964*, S.115-123.
- [97] Luther, E.: Einiges über die Trockenschwindung. *Ziegelindustrie international* 6 (1953), S.764-765.
- [98] Hermansson, L.; Carlsson, R.: An empirical method of measuring the drying sensitivity of ceramic bodies. *Trans. J. Brit. Ceram. Soc.* 78 (1979), S. 98-102.
- [99] Kamei, S.: Untersuchung über die Trocknung fester Stoffe, Band I, *Memoirs of the College of Engineering. Kyoto Imperial University, Bd. VIII, 1934*, S.42.
- [100] Kamei, S.: Untersuchung über die Trocknung fester Stoffe, Band II, *Memoirs of the College of Engineering. Kyoto Imperial University, Bd. IX, 1935*, S.83.

- [101] Kamei, S.: Untersuchung über die Trocknung fester Stoffe, Band III, Memoirs of the College of Engineering. Kyoto Imperial University, Bd. X, 1937, S.65.
- [102] Ehret, H.: Die analytische und mathematische Beschreibung des Trocknungsverlaufs. Diss. 1982.
- [103] Schadler, N.: Untersuchungen zur Trocknung und Entwicklung eines Modells für die Berechnung des Trocknungsverlaufes kapillarporöser lösungsmittel-feuchter Körper. Technische Hochschule Darmstadt 1983.
- [104] Kainer, H.; Specht, E.; Jeschar, R.: Die Porendiffusions-, Reaktions- und Wärmeleitkoeffizienten verschiedener Kalksteine und ihr Einfluss auf die Zersetzungszeit. Zement-Kalk-Gips 39 (1986) 5, S. 259-268.
- [105] Specht, E.; Kainer, H.; Jeschar, R.: Die Porendiffusions-, Reaktions- und Wärmeleitkoeffizienten verschiedener Magnesite und ihr Einfluss auf die Zersetzungszeit. Radex Rundschau (1986) 4, S. 248-268.
- [106] Manegold, E.: Kapillarsysteme Band 1. Strassenbau, Chemie und Technik Verlagsgesellschaft Heidelberg 1955.
- [107] Köhne, H.: Numerische Verfahren zur Berechnung instationärer Temperaturfelder unter Berücksichtigung der Temperaturabhängigkeit der Stoffgrößen. Wärme Band 75, Heft 4, S. 130 –136.
- [108] Engeln-Müllges, G.; Reutter, F.: Formelsammlung zur Numerischen Mathematik mit Standard-FORTRAN 77 -Programmen. Bibliographisches Institut Mannheim/Wien/Zürich 1986.
- [109] Anhaltzahlen für die Wärmewirtschaft in Eisenhüttenwerken. Verlag Stahleisen Düsseldorf 1968.
- [110] Hauck, D.; Telljohann, U.; Junge, K.: Rohstoffanforderungen und Produktionsbedingungen zur extremen Schnelltrocknung und zum extremen Schnellbrand, veröffentlicht unter [www.izf.de/aktuell](http://www.izf.de/aktuell).

## LEBENS LAUF

### Persönliche Daten

---

Name: Uta Telljohann  
Geburtsdatum: 06.09.1972  
Geburtsort: Osnabrück  
Familienstand: ledig  
Wohnsitz: Lengericher Str. 39 B  
49809 Lingen

### Studium, Schulbildung

08.1983 - 07.1991 Städtisches Gymnasium Lengerich, bis 12. Schuljahr  
09.1991 - 01.1994 Ausbildung zur Baustoffprüferin, Fachrichtung Mörtel und Beton bei der Dyckerhoff AG, Werk Lengerich  
04.1994 Erlangung der Fachhochschulreife  
10.1994 - 08.1998 Studium der Glastechnik und Keramik an der Gerhard-Mercator-Universität-Gesamthochschule Duisburg  
Dazwischen zwei Praktika in USA und Türkei  
09.1998 Abschluss als Diplom-Ingenieurin (FH)

### Berufserfahrung

01.1994 - 09.1994 Facharbeitertätigkeit als Baustoffprüferin bei der Dyckerhoff AG, Werk Lengerich, Zementhersteller  
09.1998 - 03.1999 Assistenz der Geschäftsleitung bei der Elbklinker Horwege GmbH & Co.KG, Drochtersen, Ziegelei  
04.1999 - 11.2000 Entwicklungsingenieurin im Bereich Verfahrenstechnik bei der Keller GmbH, Ibbenbüren-Laggenbeck, Anlagenbauer für Ziegelwerke  
11.2000 - 03.2004 Assistentin des Institutsleiters im Institut für Ziegelforschung Essen e.V.  
Seit 04.2004 Ingenieurin im Bereich Verfahrenstechnik bei der Advanced Nuclear Fuels GmbH, Hersteller für Brennelemente