Industrielle Gemeinschaftsforschung

Schlussbericht vom 27.11.2022

zu IGF-Vorhaben Nr. 49 EWN

Thema

Entwicklung eines Niedrigenergiedurchlauftrockners

Berichtszeitraum

01.08.2019 – 30.04.2022

Forschungsvereinigung

Ziegelindustrie

Forschungseinrichtung(en)

Institut für Ziegelforschung Essen e.V.
Am Zehnthof 197
45307 Essen

Forschungsnetzwerk Mittelstand

Gefördert durch:

Bundesministerium für Wirtschaft und Klimaschutz

aufgrund eines Beschlusses des Deutschen Bundestages

Inhaltsverzeichnis

Kurzfassung ... 4
1 Problemstellung und abgeleitete Zielsetzung ... 5
1.1 Ausgangssituation ... 5
1.2 Forschungsziel ... 6
2 Stand der Forschung ... 7
2.1 Schwindung ... 7
2.2 Feuchtetransport innerhalb des Rohlings ... 8
2.2.1 Aufbau des Widerstandsnetzwerkes ... 9
2.2.2 Wärme- und Stoffübergangswiderstände ... 10
2.2.3 Wärmeleitung und Rohlingserwärmung ... 11
2.2.4 Vorgänge am Trockenspiegel ... 13
2.2.5 Wasserdampfdiffusion durch den Porenraum der trockenen Rohlingshülle ... 14
2.2.6 Feuchteleitung in Rohlingen der keramischen Industrie ... 15
2.2.7 Auswirkungen des ersten und zweiten Trocknungsabschnittes auf das Widerstandsnetzwerk ... 20
3. Mathematische Modellierung von Trocknern ... 21
4. Thermischer Trocknungsenergiebedarf ... 22
4.1 Wasseraufnahmevermögen der Luft ... 22
4.2 Thermischer Energiebedarf konventioneller Trockner ... 23
4.3 Einfluss der Umgebungsluft auf den Energiebedarf ... 24
5. Konditionierte Niedrigenergietrocknung ... 26
6. Wärmeübergang an das Trockengut ... 28
7. Trocknungsversuche bei niedriger Temperatur ... 29
8. Simulation des Trocknungsverlaufs ... 31
8.1 Kammertrocknung ... 31
8.2 Trocknung im Gegenstromtrocknung ... 34
9. Simulation Niedrigenergiedurchlauftrockner ... 35
10. Plan zum Ergebnistransfer in die Wirtschaft ... 38
10.1 Spezifische Transfermaßnahmen während der Laufzeit ... 38
10.2 Spezifische Transfermaßnahmen nach Abschluss des Vorhabens ... 39
11. Schlussbemerkungen ... 39
11.1 Notwendigkeit und Angemessenheit der Förderung ... 39
11.2. Wirtschaftlicher Nutzen für kmU ... 39

11.3 Einschätzung zur Realisierbarkeit des vorgeschlagenen und aktualisierten Transferkonzepts 40
12. Literatur 45

Kurzfassung

Wie in allen Industriezweigen, kommen auch auf die Ziegelindustrie große Herausforderungen zu, um eine klimaneutrale Produktion von Ziegeln erreichen zu können. Dabei steht eine weitere Effizienzsteigerung zur Senkung des Energiebedarfes und der CO_2-Emissionen, neben dem Einsatz alternativer, regenerativer Energien, im Mittelpunkt der Arbeiten. Es wurden in der Vergangenheit bereits eine Vielzahl von Optimierungen am Tunnelofen und Trockner zur Senkung des Energiebedarfes vorgenommen.

Der Einsatz von Niedrigenergietrocknung in Kammertrocknern ist eine erprobte, wenn auch nicht weit verbreitete Methode zur Verminderung des Energiebedarfs bei der Trocknung. Der große Einfluss auf den überwiegend bestehenden Energieverbund mit dem Ofen ist sehr hoch, so dass mit Einführung eines Niedrigenergietrocknungssystems (Kammer- oder Durchlauftrockner) auch eine komplette Umstellung des Tunnelofenprozesses einhergehen muss.

Im Rahmen des Vorhabens, dass sich lediglich mit der Trocknung beschäftigte, konnte jedoch gezeigt werden, dass die Niedrigenergietrocknung auch im Durchlauftrockner stattfinden kann. Durch eine Veränderung der Strömungsführung gegenüber der konventionellen Strömungsführung in Durchlauftrocknern, kann die längere Trockenzeit der Niedrigenergietrocknung verkürzt werden. Dies bedeutet jedoch einen kompletten Neubau des Trockners. Es konnte jedoch gezeigt werden, dass auch bei kontinuierlicher Trocknung im Durchlauftrockner der Einsatz von Niedrigenergietrocknung möglich ist.

Die erzielten Ergebnisse und Erkenntnisse wurden und werden im Rahmen von Vorträgen und Veröffentlichungen, speziell der Ziegelindustrie, zugänglich gemacht und sind auch durch die Forschungsvereinigung der Keramik-Anlagenbauer dem keramischen Anlagenbau mitgeteilt worden. Da auch in anderen Bereichen Produkte getrocknet werden müssen, sind die Ergebnisse auch in anderen Industriezweigen und insbesondere in weiteren Bereichen der keramischen Industrie, anwendbar.

Das Vorhaben wurde unter der Nummer IGF 49 EW vom BMWK über die Arbeitsgemeinschaft industrieller Forschungsvereinigungen „Otto von Guericke“ e.V. (AiF) gefördert.

Das Ziel des Vorhabens wurde erreicht.

1 Problemstellung und abgeleitete Zielsetzung

1.1 Ausgangssituation

Im Institut für Ziegelforschung liegen mathematische Modelle zur Beschreibung der Trocknungskinetik und -energetik vor. Diese ermöglichen u.a. die Berechnung der zeitlichen und örtlichen Feuchteverteilungen sowie der Schwindungsverläufe. Diese haben jedoch den Mangel, die materialspezifische, wassergehaltsabhängige Zugfestigkeit und die Dehnung nicht zu berücksichtigen, so dass es trotz der hohen Praxisrelevanz zu Irritationen in der industriellen Nutzung der neuen Erkenntnisse kam.

Während der trocknungsbedingten Rohlingsschwindung kommt es zu nicht linearen, anisotropen Veränderungen der Körpergeometrie. Die von den trocknenden Oberflächen nach innen fortschreitende Schwindung führt zu unerwünschten bleibenden geometrischen Verzerrungen oder Rissen. Es sind grundsätzlich alle Produktformen von diesem Schwindungsprozess betroffen, die Ausprägung hängt von der Geometrie des Rohlings ab. Lochziegelrohlinge schwinden bei sehr schneller Trocknung so, dass ein in Strömungsrichtung vollzogener Schnitt trapezförmig aussieht, wobei die schneller getrocknete angeblasene Seite scheinbar weniger als die langsamer getrocknete Seite geschwunden ist. Ähnliche Effekte treten durch Schwindungsbehinderung durch die Trockengutträger auf.

Die Ursache dieser Effekte soll anhand einer aus zwei Schichten bestehenden, von oben trocknenden Ziegelrohlingsplatte erläutert werden. Die Trocknung (Schwindung) der oberen Platte ist bereits vorangeschritten, während die untere Platte sich erst am Anfang der Trocknung befindet, also noch nicht schwindet. Es werden nun zwei reale Varianten unterschieden. In der ersten Variante (in Abb. 1 Fall A) ist die Ziegeltonplatte frei beweglich. Diese wird sich so krümmen, dass die noch nasse Seite außen liegt, also länger als die schon angetrocknete Seite ist.

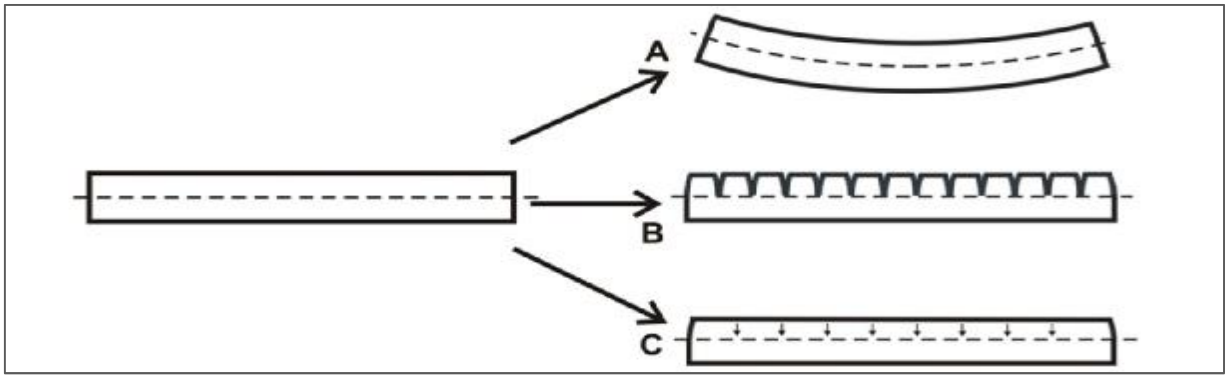

Abbildung 1: Geometrieverzerrungen schwindender Rohlinge; A: frei bewegliche Platte, B: untere Platte fixiert und Obere eingeschnitten, C: untere Platte fixiert

In der zweiten Variante (in Abb.1 Fall C) wird die zunächst noch nicht schwindende untere Plattenhälfte in gerader Ausrichtung fixiert. In diesem Fall ist eine Schwindung der oberen Plattenhälfte parallel zur Oberfläche nicht möglich. Die Oberflächenkräfte

des im Rohling enthaltenen Wassers sind sehr groß und ergänzen sich mit elektrostatischen Bindungen der Mineraloberflächen gegenüber Dipolen und Ladungsträgern sowie mit weiteren van-der-Waals-Kräften zu einem derartigen Kraftschluss, dass es durch den starken Schwindungsgradienten (zwischen der oberen und unteren Plattenschicht) nicht zur bislang angenommenen vorzeitigen Bildung offener Poren sondern zu Matrixverzerrungen oder - beim Überschreiten der Festigkeitsgrenzen - zur Rissbildung kommt. Das bedeutet, dass die obere Plattenhälfte zwar dieselbe Volumenschwindung wie sonst erfährt, diese aber anisotrop, nämlich lediglich in vertikaler Richtung stattfindet. Bei einem hohen Trocknungsgradienten gibt es also anfangs eine vorwiegend zum Rohlingsinneren gerichtete Rohlingsschwindung. Bei durch weiteren Wasserverlust zunehmender Rohlingshärte wird dieser anisotrope Zustand fixiert, so dass die Schwindung der besonders schnell trocknenden Rohlingsseiten besonders gering zu sein scheint. In Wirklichkeit ist die Volumenschwindung an jedem Ort des Rohlings gleich; sie unterscheidet sich jedoch in den drei Raumrichtungen.

Dieser Problematik wird durch sehr geringe Trocknungsgeschwindigkeiten zu Trocknungsbeginn begegnet. Die material- und formatspezifischen Trocknungskurven werden mit hohen Sicherheitsaufschlägen versehen. Die Energieeffizienz ist daher gering.

1.2 Forschungsziel

Bei der Umsetzung des Antrags wird ein interdisziplinärer Ansatz verfolgt. Ein gekoppeltes thermo-hydraulisch-mechanisches Finite-Element-Modell aus der Bodenmechanik soll auf den Trocknungsprozess für ausgewählte Materialien und Geometrien von Ziegelrohlingen angepasst werden und mittels Sensitivitätsanalyse die relevanten Einflussparameter (Materialparameter bzw. Prozessrandbedingungen wie Temperatur und relative Feuchte) zur Rissentstehung identifiziert werden. Die im numerischen Modell identifizierten Parameter bzw. Kriterien sollen in das vorhandene IZF-Berechnungswerkzeug (ZiTro) implementiert werden. Mittels des modifizierten Werkzeugs soll der Ziegelindustrie ermöglicht werden, den technologischen Trocknungsprozess so zu steuern, dass die Entstehung von Rissen und unerwünschten Verformungen in Abhängigkeit vom Trocknungsfortschritt vermieden werden. Dies ist ein großer Fortschritt für die Verbesserung der Trocknungsverläufe.

Das Programm ZiTro berechnet die von den Trocknungsbedingungen abhängigen Schwindungsgradienten. Es ist jedoch unklar, welche maximalen Schwindungsgradienten materialabhängig zu Verformungen oder Rissen führen. Ziel ist daher die vom Wassergehalt abhängigen Zugfestigkeiten und Dehnungen in das Simulationsprogramm zu integrieren. Ausgehend von einem Referenzwert sollen die mechanischen Eigenschaften für alle Wassergehalte berechnet werden, damit der Versuchsaufwand klein ist.

Langfristiges Ziel ist ferner, dass Verformungen und Risse (Trockenbruch) durch verbesserte Trocknungssteuerung reduziert werden und so der gesamte Trocknungsenergiebedarf sinkt.

2 Stand der Forschung

Das für die plastische Formgebung keramischer Rohlinge notwendige Wasser muss nach der Extrusion von ca. 20 % bis 30 % (kg/kg atro) auf ca. 1 % vor dem Brennvorgang ausgetrieben werden. Hierzu bedient man sich im Allgemeinen der Konvektionstrocknung, für die in der Praxis sowohl Kammertrockner als auch Durchlauftrockner eingesetzt werden. Die Warmluft, die derzeitig direkt oder indirekt durch fossile Brennstoffe produziert wird, kann nur bis zur temperaturabhängigen Wasserdampfsättigung mit Wasser beladen werden. Daher lässt sich die Enthalpie der zur Trocknung dienenden Luft nicht bis zu deren Abkühlung auf die Umgebungstemperatur ausnutzen. Somit beschränkt sich der Energiebedarf nicht ausschließlich auf die Deckung der Verdampfungsenthalpie, sondern er muss zugleich auch die Restenthalpie der mit Wasser beladenen Trocknerabluft decken.

2.1 Schwindung

Wichtig bei der Trocknung von Rohlingen ist die Berücksichtigung der Schwindung. Die Oberflächenschwindung ist im ersten Trocknungsabschnitt beendet. Normalerweise tritt der maximale Schwindungsgradient am Schwindungsende an der Oberfläche auf. Da das Wasser der Rohlinge über deren Oberflächen abgegeben wird, kommt es im Inneren zu Feuchte- und Schwindgradienten, deren mechanische Spannungen zu Verkrümmungen und Rissbildungen führen können. Das Schwindungsverhalten in Abhängigkeit vom Wassergehalt kann im sogenannten Bourry-Diagramm dargestellt werden (Abbildung 2). Von Herdt et al. (Herdt 1967) wurden Untersuchungen zum Schwindungsverhalten mit dem Temperaturverhalten trocknender keramischer Massen kombiniert.

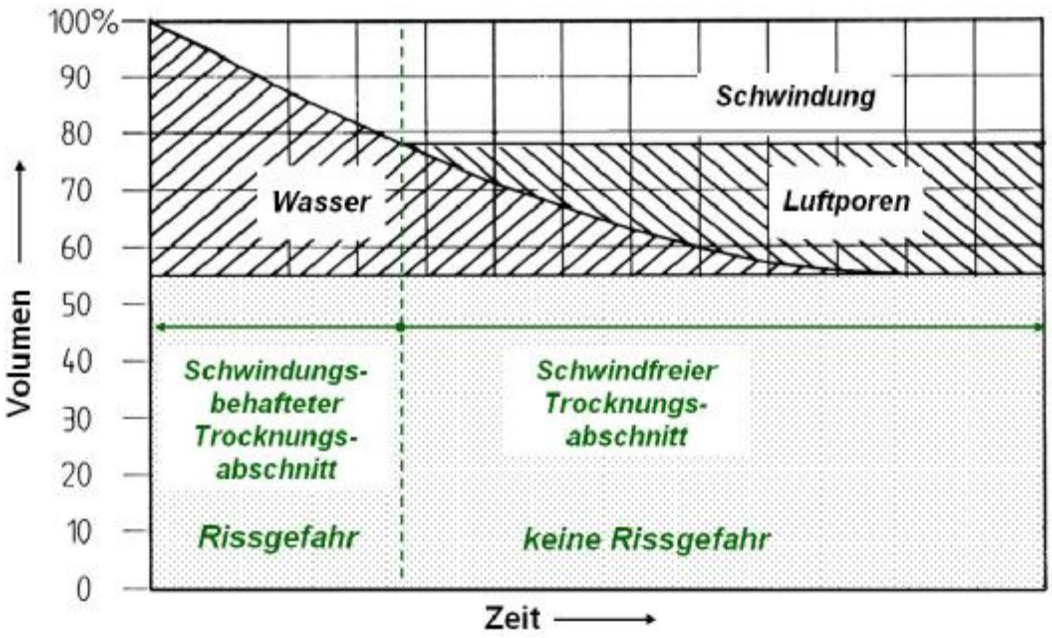

Abb 2: Bourry-Diagramm für Ziegelton

Die lineare Trockenschwindung verläuft bis zu einem individuellen Grenzwert annähernd proportional zum Wasserentzug, wobei der Proportionalitätsfaktor für die unterschiedlichen Kurven ungefähr übereinstimmt. Im schwindungsbehafteten Trocknungsabschnitt verändert sich die Feststoffdichte r_S trotz gleichbleibender Masse der Trockensubstanz, weil das Gesamtvolumen *V* im Laufe der Schwindung abnimmt.

Die Ermittlung des jeweiligen Schwindungszustandes ist mit Kenntnis der orts- und zeitabhängigen Wasserbeladungen *y* möglich. Wie von Telljohann (Telljohann 2004) hergeleitet, gilt:

$$\xi = 1 - (1 - \Psi_{anf} + y \cdot \rho_{anf}/\rho_W)^{1/3} , \qquad (1)$$

wobei x abhängig ist vom volumetrischen Anfangswassergehalt Y_{anf} und vom jeweils herrschenden Wassergehalt *y*, der auf die Trockenmasse bezogen wird. r_W ist die Dichte von Wasser und r_{anf} diejenige des Feststoffs zu Beginn der Trocknung. Für diese gilt:

$$\rho_{anf} = \rho_{SE} \cdot (1 - \xi_{SE})^3, \qquad (2)$$

wobei r_{SE} die Partialdichte des Feststoffs nach Schwindungsende (identisch mit der Dichte des getrockneten Feststoffs) und x_{SE} das Endmaß der linearen Trockenschwindung sind.

2.2 Feuchtetransport innerhalb des Rohlings

Ein Überblick über mathematische Modelle zur Berechnung der Trocknung, die die Schwindung berücksichtigt, wurde von Katekawa und Silva (Kategawa 2006) gegeben. Enthalten sind darin auch Quellen zu Trocknungsmodellen für Tone und Keramiken, die auf unterschiedliche Weise (z. B. Finite Element Methode an einer Platte)

berechnet wurden. In den meisten Fällen wird ein schwindungsfreies Modell um eine Spannungsbetrachtung ergänzt. Numerische Berechnungen zum Stoff- und Wärmeübergang verglich Silva (Silva 2000) mit Messwerten der Kaolintrocknung. Itaya et al. (Itaya 1999) und Gong et al. (Gong 1998) berechneten die Trocknung mit der Finiten Element Methode. In der schwindungsbehafteten Phase der Trocknung entstehen Risse durch den steigenden Porendruck. Für verschiedene Trocknungsbedingungen sind Feuchte- und Temperaturprofile dargestellt worden.

Im IZF wurde ein geschlossenes mathematisches Modell zur Beschreibung der Umgebungsbedingungen (Temperatur, Feuchte, Wärmeübergang, etc.) auf den Trocknungsverlauf verschiedener Rohlinge entwickelt werden, dem eine allgemeine Betrachtung der instationären Transportvorgänge zugrunde liegt. Diese lassen sich als ein Netzwerk aus Transportwiderständen darstellen, wie im nächsten Unterkapitel in Abbildung 3 gezeigt wird.

2.2.1 Aufbau des Widerstandsnetzwerkes

Die konvektiv aus der Umgebungsluft mit der Wärmestromdichte $\dot{q}$ an die Rohlingsoberfläche übergehende Wärme überwindet den Wärmeübergangswiderstand R_α. Ein Teil dieses Wärmestroms dient der Rohlingserwärmung und koppelt sich hierzu mit dem Widerstand R_e aus. Der Rest strömt durch die schon getrocknete Rohlingsschicht mit dem Wärmeleitwiderstand R_λ zum Trockenspiegel. Hier ist er über die Verdampfungsenthalpie mit dem am Spiegel verdunstenden Wassermassenstrom verkoppelt. Der entstehende Dampfstrom diffundiert durch den luftgefüllten Porenraum zwischen Trockenspiegel und Rohlingsoberfläche und überwindet dabei den Diffusionswiderstand R_D. Von der Oberfläche wird der Wasserdampf konvektiv an die Umgebungsluft mit dem Stoffübergangswiderstand R_β abgegeben.

Das am Trockenspiegel verdunstende Wasser wird aus dem Rohlingsinneren durch instationäre Feuchteleitung nachtransportiert. Triebkraft dieses Transportes ist der sich hinter dem Trockenspiegel einstellende Feuchtegradient. Der diesen Gradienten ausgleichende Wassermassenstrom muss den im feuchten Rohling herrschenden Feuchteleitwiderstand R_κ überwinden.

Die Widerstände bilden das in Abbildung 3 dargestellte Netzwerk. Die mathematische Beschreibung des Netzwerkes führt zu einem nicht linearen Gleichungssystem, dessen numerische Lösung den Trocknungsablauf in Ziegelrohlingen beschreibt.

Nachfolgend werden die Bedeutungen und die mathematischen Beschreibungen der einzelnen Widerstände näher erläutert.

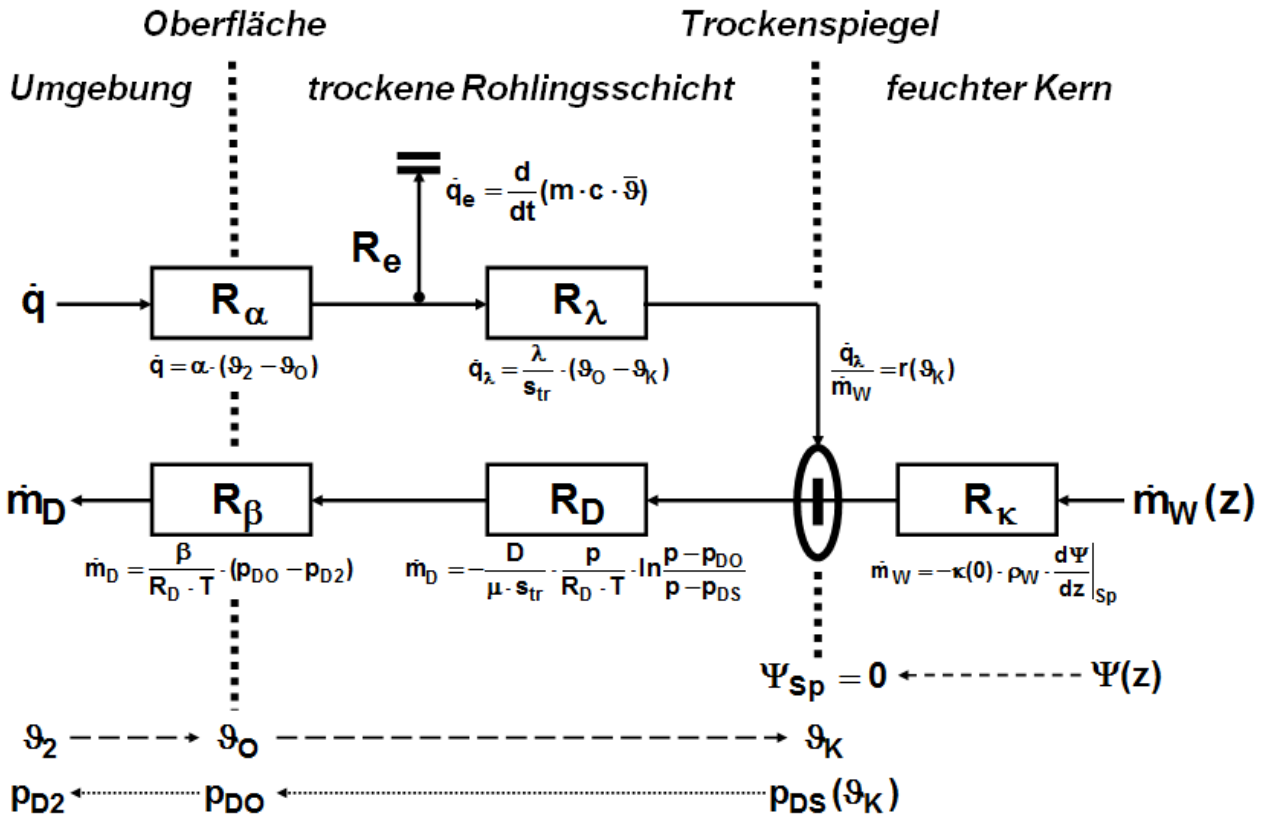

Abbildung 3: Netzwerk der Transportwiderstände im trocknenden Rohling

2.2.2 Wärme- und Stoffübergangswiderstände

Triebkraft für die Austauschvorgänge beim Wärme- und Stoffübergang sind die Temperaturdifferenz (ϑ_2-ϑ_O) beziehungsweise die Druckdifferenz (p_{DO}-p_{D2}). Für die Wärmestromdichte $\dot{q}$ aus der Trockneratmosphäre mit dem Zustand 2 an die Trockengutoberfläche mit dem Zustand O gilt:

$$\dot{q} = \alpha \cdot (\vartheta_2 - \vartheta_O) \qquad (3)$$

mit dem Wärmeübergangskoeffizienten α.

Für die Massenstromdichte $\dot{m}_D$ des an die umgebende Luft übergehenden Wasserdampfes gilt:

$$\dot{m}_D = \frac{\beta}{R \cdot T} \cdot (p_{DO} - p_{D2}) \qquad (4)$$

mit dem Stoffübergangskoeffizienten β und der speziellen Gaskonstante R sowie der Temperatur T des Wasserdampfes.

Bei Trocknungsvorgängen ist zu berücksichtigen, dass der Stoffübergang nicht äquimolar erfolgt. Der aus dem trocknenden Rohling austretende Dampfstrom beruht auf

einseitiger Diffusion. Bedingt durch den Stefanstrom sind der Wärme- und der Stoffübergang in diesem Fall nicht analog. Der sich einstellende konvektive Strom ist bei kleinen Wasserdampfpartialdrücken jedoch vernachlässigbar. Wärme- und Stoffübergang lassen sich daher sehr einfach ineinander umrechnen (Telljohann 2004, Krischer 1978). Es gilt:

$$\frac{\alpha}{\beta} = c_p \cdot \rho_{Gr} \cdot \left(\frac{a}{D}\right)^{1-n} \qquad (5)$$

mit c_p als spezifischer Wärmekapazität, ρ_{Gr} als Dichte und a als Temperaturleitkoeffizient von feuchter Luft in der das Trockengut umgebenden Grenzschicht. D ist der Diffusionskoeffizient von Wasserdampf in Luft (Mersmann 1986)

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

Die für viele Objektgeometrien und Anströmvarianten empirisch ermittelten Nusseltfunktionen sind hierdurch zugleich zur Berechnung des Wärme- wie auch des Stoffübergangs geeignet. Damit lassen sich der Wärme- und der Stoffübergang bzw. deren Transportwiderstände an der Rohlingsoberfläche als Komponenten des in Abb. 2 dargestellten Widerstandsnetzwerks mathematisch herleiten.

2.2.3 Wärmeleitung und Rohlingserwärmung

Im zweiten Trocknungsabschnitt findet die Wasserverdunstung nicht mehr an der Rohlingsoberfläche, sondern an dem in das Rohlingsinnere wandernden Trockenspiegel statt. Bei technisch üblichen Trocknungsvorgängen ist die Bewegung des Trockenspiegels sehr langsam. Während der Wanderung ins Rohlingsinnere nimmt die Temperatur des Spiegels zu. Da die offene Porosität innerhalb der trockenen Außenschale zwischen der Rohlingsoberfläche und dem Spiegel widerstandsarm und sehr groß ist (in jedem gemessenen Fall größer als 20 Vol.-% bei Ziegelrohlingen (Junge 2007), kann der Dampfdruck am Spiegel nicht nennenswert über den Atmosphärendruck hinaus ansteigen. Daher erreicht die Temperatur des Spiegels maximal die zum äußeren Luftdruck gehörige Siedetemperatur.

Somit sorgen die Verdunstungsvorgänge am Spiegel für eine sehr „gebremste“ Aufheizung mit einer zugleich nur geringen Wanderungsgeschwindigkeit. Im Gegensatz zu Wärmprozessen, bei denen die zugeführte Wärme zur schnellen Temperaturerhöhung des instationär erwärmten Gutes genutzt wird, stellt der Trockenspiegel eine Wärmesenke dar, an der der zufließende Wärmestrom in erster Linie die Verdampfungsenthalpie für das verdunstende Wasser aufzubringen hat. Trotz relativ großer Wärmeströme verläuft die Rohlingserwärmung also nur langsam. Der Verlauf der Temperaturkurve zwischen der Rohlingsoberfläche und dem Trockenspiegel ist daher

geradlinig; die eigentlich instationäre Erwärmung kann in der mathematischen Modellierung als stationäre Wärmeleitung angenähert werden, (Telljohann 2004, Junge 2007)

Zwischen dem Trockenspiegel und dem Rohlingskern findet ebenfalls eine instationäre Erwärmung statt. Der Kern ist demnach strenggenommen stets kälter als der Spiegel. Da dessen Temperatur aber nur sehr langsam anwächst, die Rohlingsmasse in diesem Bereich noch feucht ist und eine folglich relativ hohe Wärmeleitfähigkeit aufweist, kann die Temperatur hier mit hinreichender Genauigkeit als ortsunabhängig gleich der Spiegeltemperatur angenommen werden (Telljohann 2004).

Rechnerisch wird daher der an die Oberfläche übertragene Wärmestrom in zwei Einzelströme aufgeteilt. Der größere dient zur - stationär angenäherten - Wärmeleitung $\dot{q}_\lambda$ von der Oberfläche zum Trockenspiegel während der kleinere den zur Rohlingserwärmung erforderlichen Wärmestrom $\dot{q}_e$ aufbringt. Der nach Gleichung (7) übertragene Wärmestrom $\dot{q}$ teilt sich also auf in:

$$\dot{q} = \dot{q}_\lambda + \dot{q}_e \,. \qquad (7)$$

Für die Wärmeleitung $\dot{q}_\lambda$ gilt:

$$\dot{q}_\lambda = \frac{\lambda}{s_{tr}} \cdot \left(\vartheta_O - \vartheta_K\right) \qquad (8)$$

mit der auch am Spiegel herrschenden Kerntemperatur ϑ_K, dem Wärmeleitkoeffizienten λ und dem Abstand s_{tr} zwischen der Oberfläche und dem Trockenspiegel.

Der zur Erwärmung dienende Anteil

$$\dot{q}_e = \frac{\partial}{\partial t} \cdot \left(m \cdot c \cdot \bar{\vartheta}\right) \qquad (9)$$

ist die zeitliche Ableitung der sich zeitabhängig verändernden Größen der flächenspezifischen Masse m, der spezifischen Wärmekapazität c und der mittleren Temperatur $\bar{\vartheta}$ des trocknenden Rohlings. Die flächenspezifische Masse m verändert sich aufgrund der abnehmenden Wasserbeladung. Aus diesem Grunde verändert sich auch die spezifische Wärme, da die gegenüber der Trockenmasse etwa viermal so große Wärmekapazität des Wassers im Mittelwert c eine zunehmend geringere Rolle spielt. Die Rohlingstemperatur $\bar{\vartheta}$ nimmt hingegen während des Trocknungsvorganges zu.

Da die Veränderung der Wasserbeladung y(t) sehr langsam abläuft, kann man die Rohlingserwärmung auch auf die zeitlich konstant bleibende Masse an trockenem Feststoff (Index tr) und die des sich mit y(t) verändernden Wassers aufspalten. Hiermit erreicht man eine höhere Genauigkeit als mit Gleichung (9), da das im Rohling enthaltene Wasser nicht dessen Durchschnittstemperatur, sondern nur die Kerntemperatur hat. Daher gilt mit s als Rohlingsdicke:

$$\dot{q}_e = s \cdot \left(\rho_{tr} \cdot c_{tr} \cdot \frac{\partial \bar{\vartheta}}{\partial t} + \rho_W \cdot c_W \cdot y(t) \cdot \frac{\partial \vartheta_K}{\partial t} \right). \qquad (10)$$

Da die mathematische Modellierung des Widerstandsnetzwerkes ohnehin zu einem nur numerisch lösbaren Gleichungssystem führt, ist die aus den Zeitabhängigkeiten der Größen m, c, $\bar{\vartheta}$ und y(t) resultierende Komplexität der Differentialgleichung (10) keine nennenswerte Erschwernis des Berechnungsalgorithmus.

2.2.4 Vorgänge am Trockenspiegel

Die im zweiten Trocknungsabschnitt zum Trockenspiegel geleitete Wärme bringt hier die zur Verdunstung bei der Spiegeltemperatur erforderliche Verdampfungsenthalpie auf. Dadurch ist die durch Wärmeleitung zum Trockenspiegel gelangende Wärmestromdichte $\dot{q}_\lambda$ mit dem am Trockenspiegel verdunstenden flächenspezifischen Wassermassenstrom $\dot{m}_W$ über die Verdampfungsenthalpie $r(\vartheta_K)$ bei der Kerntemperatur verknüpft. Es gilt:

$$\dot{m}_W = \frac{\dot{q}_\lambda}{r(\vartheta_K)}. \qquad (11)$$

Die Temperaturabhängigkeit der Verdampfungsenthalpie kann für den interessierenden Temperaturbereich von 0°C bis 100°C aus den unterschiedlichen spezifischen Wärmekapazitäten von Wasserdampf und flüssigem Wasser errechnet werden. Dabei nutzt man aus, dass die Wasserverdampfung bei der Temperatur ϑ_K denselben Energiebedarf hat wie eine Abfolge, bei der das Wasser erst von ϑ_K auf 0°C abgekühlt, bei 0°C verdampft und dann als Wasserdampf wieder auf ϑ_K erwärmt wird. Daher gilt:

$$r(\vartheta_K) = r_0 - \vartheta_K \cdot (c_W - c_{pm,D}). \qquad (12)$$

Hierin ist r_0 = 2500 kJ/kg die Verdampfungsenthalpie bei 0°C. Die Wärmekapazität von Wasser beträgt c_W = 4,19 kJ/kg (mit geringer Temperaturabhängigkeit) und die des Wasserdampfes $c_{pm,D}$ = 1,86 kJ/kg (mit ebenfalls geringer Temperaturabhängigkeit).

Von großer Bedeutung für die Diffusion des vom Trockenspiegel ausgehenden Wasserdampfmassenstroms durch die schon getrocknete „Rohlingshülle“ ist der sich am Spiegel einstellende Wasserdampfpartialdruck. Dieser gleicht dem zur Spiegeltemperatur ϑ_K gehörigen Sättigungspartialdruck $p_s(\vartheta_K)$.

Der Zusammenhang zwischen Temperatur und Dampfdruck lässt sich aus einem p-T-Phasendiagramm entnehmen und wird beispielsweise durch die Magnus-Formel:

$$p_s(\vartheta_K) = p_s(0°C) \cdot \exp\left(\frac{C_1 \cdot \vartheta_K}{C_2 + \vartheta_K}\right) \qquad (13)$$

mit den Konstanten C_1 = 17,08 und C_2 = 234,18°C, für die eine hohe Genauigkeit mit Abweichungen ≤ 0,3% im Bereich zwischen 0°C und 100°C angegeben wird.

Zusammen mit dem in Kapitel 3.3.6 zu erörternden, aus dem Innern des Rohlings durch Feuchteleitung nachströmenden und am Spiegel verdunstenden Wassermassenstrom $\dot{m}_W = \dot{m}_D$ kommt den Vorgängen am Trockenspiegel eine Schlüsselbedeutung für den Ablauf der Wassertransportvorgänge im Rohling und somit für den gesamten Trocknungsprozess zu. Für die den Wasserdampf vom Spiegel ableitende Diffusion ist der dem Sattdampfdruck $p_s(\vartheta_K)$ gleichende Wasserdampfpartialdruck p_{DS} am Spiegel die wichtigste Einflussgröße.

Der ins Innere wandernde Trockenspigel konnte bei den durchgeführten Untersuchungen zur Feuchteleitfähigkeit visualisiert werden, wie in Abbildung 4 zu erkennen ist.

Abb. 4: Trockenspiegel in einer Rundprobe

2.2.5 Wasserdampfdiffusion durch den Porenraum der trockenen Rohlingshülle

Das im zweiten Trocknungsabschnitt am Trockenspiegel verdunstende Wasser diffundiert von hier durch den luftgefüllten Porenraum der zwischen dem Spiegel und der Oberfläche befindlichen, bereits getrockneten „Rohlingshülle“. Der am Trockenspiegel herrschende Sattdampfdruck ist höher als der Wasserdampfpartialdruck in der den Rohling umgebenden Atmosphäre. Der Partialdruckgradient innerhalb des Porensystems ist die Triebkraft des Diffusionsvorganges. Für den Wasserdampfmassenstrom gilt nach (Mersmann 1986, Krus 1995):

$$\dot{m}_D = -\frac{D}{\mu \cdot R \cdot T} \cdot \frac{\partial p}{\partial z} \ . \qquad (14)$$

Die sich einstellende Massenstromdichte $\dot{m}_D$ ist also proportional zum Partialdruckgradienten $\partial p / \partial z$ des diffundierenden Gases und umgekehrt proportional zu dessen

spezieller Gaskonstante R und der absoluten Temperatur T. Der Proportionalitätsfaktor D ist der Diffusionskoeffizient für Wasserdampf in Luft und die Diffusionswiderstandszahl μ gibt an, um wieviel geringer die Diffusion im betrachteten Porensystem gegenüber einem freien Gasraum abläuft.

Während der Diffusionskoeffizient D nach Gleichung (14) eine temperaturabhängige Stoffgröße ist, die die molare Beweglichkeit von Wasserdampf in Luft beschreibt, handelt es sich bei der Diffusionswiderstandszahl μ um eine rechnerische Verknüpfung aus der offenen Porosität P_o und der Tortuosität τ. Die Tortuosität beschreibt den Grad der Verschlungenheit der Diffusionswege und gleicht damit einer Zusammenfassung von Einschnürungseffekten und Wegverlängerungen. Es gilt:

$$\mu = \frac{\tau}{P_0} \qquad (15)$$

Für den konkreten Fall lässt sich Gleichung (14) zu folgender, den gesamten Diffusionsweg erfassenden Beziehung, integrieren (Telljohann 2004)

$$\dot{m}_D = -\frac{D}{\mu \cdot s_{tr}} \cdot \frac{p}{R \cdot T} \cdot \ln\frac{p - p_{DO}}{p - p_{DS}} \; . \qquad (16)$$

Neben den oben beschriebenen Größen sind hier der Spiegelabstand s_{tr} von der Rohlingsoberfläche und die mittlere logarithmische Partialdruckdifferenz, also der Gesamtdruck p und die Wasserdampfpartialdrücke p_{DO} an der Rohlingsoberfläche sowie p_{DS} am Spiegel von Bedeutung.

2.2.6 Feuchteleitung in Rohlingen der keramischen Industrie

Zu Beginn der Trocknung verdunstet ausschließlich das an der Oberfläche haftende Hüllenwasser sowie Wasser an den äußeren Kapillarenden. Die sich dadurch einstellenden Wassermenisken verursachen einen Kapillarzug. Hierdurch kommt es zur Feuchteleitung aus dem Rohlingsinneren zur Oberfläche. Es ist technisch äußerst aufwendig, die durch die Wasserströmung innerhalb des Rohlings verursachten Druckgradienten zu messen. Daher wird die Feuchteleitung aus pragmatischen Gründen auf den leicht messbaren Feuchtegradienten bezogen. Die wirkliche Ursache einer ausgleichenden Wasserströmung, nämlich die im Rohling vorhandenen, physikalisch durch Kapillarkräfte und andere Oberflächeneffekte verursachten Druckgradienten, werden ignoriert. Stattdessen sieht man das Trockengut als Kontinuum an, in welchem Feuchteunterschiede als Ursache für Ausgleichvorgänge anzusehen sind (Junge 2008). Der Rohling gilt dabei als makroskopisch homogene Masse. Diese Betrachtungsweise setzt voraus, dass Trockengüter einen relativ homogenen Massenaufbau besitzen.

In Analogie zur Fourierschen und Fickschen Differenzialgleichung gilt damit für die Feuchteleitung innerhalb des nassen Gutes:

$$\frac{\partial \psi}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial z} \cdot \left(\kappa(\psi, \vartheta) \cdot \frac{\partial \psi}{\partial z} \right) \qquad (17)$$

mit ψ als volumetrischem, lokalem Wassergehalt, ϑ als Temperatur, z als Ortskoordinate und t als Zeit. Hierin ist κ der feuchte- und temperaturabhängige Feuchteleitkoeffizient. Da die meisten Trockengüter annähernd plattenförmig oder aus Einzelplatten zusammengesetzt sind, ist es im Allgemeinen ausreichend und praxisrelevant (Teljohann 2004), diese eindimensional zu betrachten.

Als Anfangsbedingung wird angenommen, dass zur Zeit t = 0 an jedem Ort des Rohlings der gleiche Anfangswassergehalt herrscht:

$$\psi_{t=0} = \psi_{anf} \qquad (18)$$

für jeden Ort z. An der Oberfläche bzw. - für den allgemeinen Fall - am Trockenspiegel gilt analog zu der aus der Wärmeübertragung bekannten Randbedingung 3. Art:

$$-\kappa \cdot \rho_W \cdot \left. \frac{\partial \psi}{\partial z} \right|_{Spiegel} = \dot{m}_{W,Spiegel} \qquad (19)$$

wobei $\dot{m}_W$ die Massenstromdichte des Wasserdampfes ist, die am Trockenspiegel oder - im ersten Trockenabschnitt - an der Oberfläche verdunstet. Geht man von einer symmetrischen Trocknung aus, so braucht nur der halbe Rohling betrachtet zu werden. Als zweite Randbedingung kann dann in der Mitte bei z=s/2 der Feuchtegradient zu Null gesetzt werden:

$$\left. \frac{\partial \psi}{\partial z} \right|_{s/2} = 0 \qquad (20)$$

Diese Randbedingung gilt auch für einen Rohling der Dicke s/2, der nur an einer Oberfläche getrocknet wird, während die andere Seite (z.B. die Auflagefläche) dampfundurchlässig ist.

Der Feuchteleitkoeffizient ist, wie bereits erwähnt, von der Temperatur und dem Wassergehalt abhängig. Oberhalb des Grenzfeuchtegehaltes besteht der zu trocknende Rohling aus Feststoffpartikeln und dem dazwischen befindlichen Wasser. Der während des Trocknungsvorganges durch Feuchteleitung durchströmbare Querschnittsanteil gleicht dem volumetrischen Wassergehalt (Manegold 1955). Nach dem Hagen-Poiseulleschen-Gesetz ist der Volumenstrom einer widerstandsbehafteten Strömung dem Quadrat des Strömungswiderstandes proportional. Hieraus lässt sich herleiten, dass der Feuchteleitkoeffizient proportional zum Quadrat des volumetrischen Wassergehaltes ist:

$$\kappa \sim \psi^2 \quad \text{für} \quad \psi \geq \psi_{Gr} \,. \qquad (21)$$

Demnach können, falls der Feuchteleitkoeffizient $\kappa_R(\psi_R)$ für einen bestimmten Referenzwassergehalt ψ_R bekannt ist, die für alle anderen Wassergehalte gültigen Feuchteleitkoeffizienten rechnerisch ermittelt werden. Sofern der Grenzwassergehalt nicht unterschritten wird, gilt:

$$\kappa = \kappa_R \cdot \left(\frac{\psi}{\psi_R} \right)^2 \quad \text{für } \psi \geq \psi_{Gr}. \qquad (22)$$

In Abb. 4 sind bei unterschiedlichen Wassergehalten gemessene Feuchteleitkoeffizienten für verschiedene in der Keramik eingesetzte Tone von Krischer (Krischer 1978) als Punkte zusammengetragen. Legt man eine Ausgleichskurve durch die Punkte, so ergibt sich oberhalb einer Grenzwasserbeladung von in diesem Fall ψ_{Gr} = 0,24 etwa die eingezeichnete rote Linie, die der Gleichung (22) entspricht.

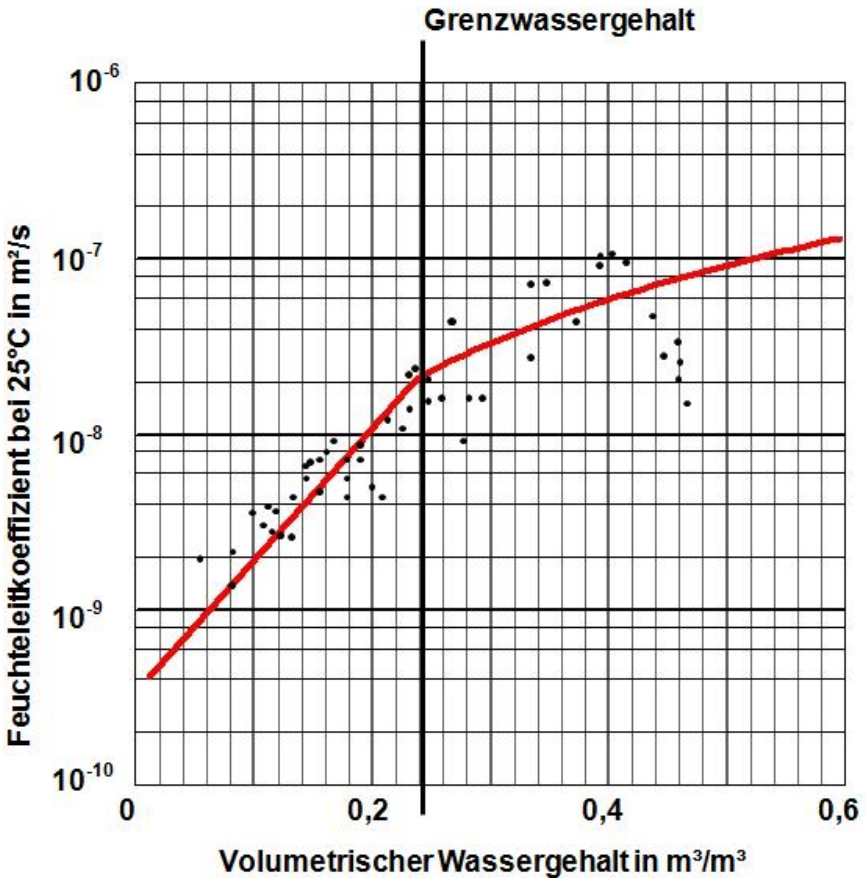

Abb. 5: Vergleich gemessener Feuchteleitkoeffizienten von unterschiedlichen Tonen mit dem rechnerischen Ansatz

Unterhalb der Grenzfeuchte fällt der Feuchteleitkoeffizient in der hier gewählten halblogarithmischen Darstellung nahezu linear mit dem Wassergehalt ab und kann durch die eingezeichnete Gerade angenähert werden. Durchgeführte Berechnungen zeigen, dass der exakten Steigung dieser unterhalb der Grenzfeuchte eingezeichneten Geraden nur eine geringe praktische Bedeutung zukommt. Für eine mathematische Modellierung wird die Feuchteabhängigkeit des Feuchteleitkoeffizienten unterhalb der Grenzfeuchte mit folgender Gleichung berücksichtigt:

$$\kappa = \kappa_R \cdot \left(\frac{\Psi_{Gr}}{\Psi_R} \right)^2 \cdot 10^{6,7 \cdot (\Psi - \Psi Gr)} \quad \text{für} \quad \psi \leq \psi_{Gr} . \qquad (23)$$

Bei Kenntnis des Grenzwassergehaltes ψ_{Gr} und eines Referenzwertes κ_R für den Feuchteleitkoeffizienten bei dem Wassergehalt ψ_R oberhalb des Grenzwassergehaltes ist die Ermittlung der Feuchteleitfähigkeit κ für jede Feuchtebeladung der Rohlingsmasse möglich.

Die Feuchteleitfähigkeit hängt des Weiteren von der Temperatur ϑ ab. Kneule (Kneule 1959) hat aufgrund von Untersuchungen festgestellt, dass sich diese unter sonst gleichen Bedingungen proportional zum Quotienten aus der Oberflächenspannung und der dynamischen Viskosität verhält. Für den zur Ziegeltrocknung interessanten Temperaturbereich zwischen 20 und 100°C gilt dabei mit hinreichender Genauigkeit folgende Beziehung:

$$\frac{\kappa(\vartheta)}{\kappa(25°C)} = 1 + 0{,}0225 \cdot \left(\frac{\vartheta}{°C} - 25 \right). \qquad (24)$$

Hiermit ist die Feuchteleitung im ersten Trocknungsabschnitt im gesamten Rohling, im zweiten Trocknungsabschnitt innerhalb der Trockenspiegel berechenbar. Die in Gleichung (19) angegebene Randbedingung 3. Art bestimmt die der Oberfläche bzw. dem Trockenspiegel zuströmende Wassermassenstromdichte. Hiermit sind alle das Widerstandsnetzwerk bildenden Transportvorgänge bekannt. Ihre mathematische Verknüpfung führt zu einem numerisch zu lösenden nichtlinearen Gleichungssystem, das den Trocknungsablauf innerhalb von kapillarporösen, plattenförmigen Gütern aus vorgegebenen Stoffwerten und Umgebungsbedingungen zu berechnen erlaubt. Dieses umfasst sowohl die zeitlichen und örtlichen Verläufe der Feuchtegehalte und Schwindungszustände als auch den sich mit der Zeit ändernden Verlauf des Trockenspiegels und den Anstieg der örtlichen Temperaturen im zweiten Trocknungsabschnitt.

Abbildung 6 enthält eine Aufstellung von 24 unterschiedlichen Rohstoffmischungen. Dabei sind Massen zur Dachziegelherstellung rot, für die Mauerziegelherstellung blau, für Vormauerziegel und Klinker grün, für eine Keramikfassade violett und für eine Fliesenmasse gelb dargestellt. Die Unterschiede zwischen den aufgetragenen, standardisierten Feuchteleitkoeffizienten $\kappa_{25,25}$ sind gravierend; sie weichen im Verhältnis 1:10 voneinander ab. Ein System ist - zumindest auf den ersten Blick - nicht zu erkennen. Auch die verschiedenen Produkttypen unterscheiden sich voneinander nur wenig; denn innerhalb eines jeden Typus ist die komplette Bandbreite der denkbaren Feuchteleitfähigkeiten enthalten.

Bei der genaueren Betrachtung der Ergebnisse kann jedoch festgestellt werden, dass sich jeweils bei den „Nullmassen“, also den unversetzten Rohtonen, die geringsten Feuchteleitkoeffizienten einstellen. Diese sind mit keinerlei Zusatzstoffen - wie z.B. Sand als Magerungsstoff - vermischt und werden in diesem Zustand auch nicht für die Ziegelproduktion eingesetzt. Solche Tone werden als „fett“ bezeichnet, da sie

wenig durchlässig bzw. nahezu wasserdicht sind. Die Korngröße des Materials spielt dabei eine große Rolle, da gerade bei sehr fein aufbereiteten Tonen die Tonteilchen so eng aneinander liegen, dass das durchfließende Wasser nur sehr wenig Raum für seine Fließbewegung zur Verfügung hat. Wird diese enge Struktur durch Magerstoffe wie z.B. Sand durchbrochen, entstehen an den glatten Seiten des Sandkorns größere bzw. breitere Wege, durch welche das Wasser nahezu widerstandsfrei hindurchfließen kann. Diese so genannte Randgängigkeit erhöht die Feuchteleitung des Rohstoffes und sorgt damit für eine schnellere Trocknung.

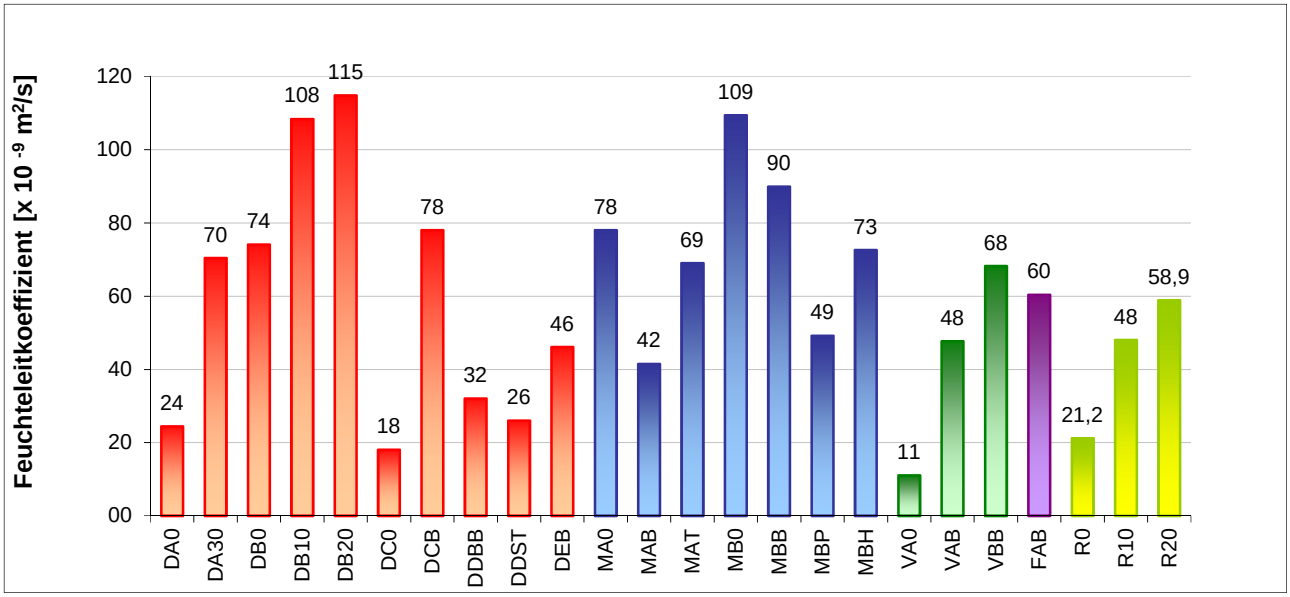

Abb. 6: Feuchteleitkoeffizienten der untersuchten Tonmaterialien

Dieses lässt sich auch anhand einiger Werte aus Abb. 26 belegen. Die Dachziegelmasse DA0 hat im Rohzustand einen Feuchteleitkoeffizienten von $24{,}4 \cdot 10^{-9}$ m²/s welcher sich nach der Zugabe von 30 M.-% Sand auf $70{,}4 \cdot 10^{-9}$ m²/s erhöht. Der Vormauerziegelton VA0 kommt mit seinem Feuchteleitkoeffizienten von 11,0·10-9 m²/s einem Deponieton gleich. Als Betriebsmasse erreicht er nach Zugabe von magernden Zusatzstoffen einen Wert von $47{,}7 \cdot 10^{-9}$ m²/s.

Gleiches gilt auch für die Fliesenmasse „R“. Diese wurde als Nullmasse und als Varianten mit 10 und 20 M.-% Quarzsand gemessen.

Speziell bei den Tonen zur Mauerziegelherstellung beobachtet man auch den scheinbar gegenteiligen Effekt. So wird aus dem Originalton MA0 durch die Zugabe großer Mengen an Papierfangstoff die Mischung MAB, deren Feuchteleitfähigkeit $\kappa_{25,25}$ viel niedriger als beim Originalton ist. Hierzu muss man aber berücksichtigen, dass die Rohlingsfeuchte durch den Fangstoffzusatz gegenüber der Nullmasse erheblich höher ist. Im gesamten schwindungsbehafteten Teil der Trocknung bleibt der Wassergehalt der mit Fangstoff versetzten Rohlingsmasse viel größer als bei der Trocknung des Originaltons, so dass die tatsächlichen (also nicht die standardisierten) Feuchteleitfähigkeiten beider Varianten nahezu übereinstimmen. Ähnliches gilt auch für die mit unterschiedlichen Zusatzstoffen versetzten Varianten MBB, MBP und MBH des Origanaltons MB0.

Da viele Ziegelwerke mit unterschiedlichen Betriebsmischungen zur Herstellung der diversen Produkte arbeiten ist die Kenntnis der Feuchteleitfähigkeit und der damit einhergehenden Gutfeuchte beim Übergang von ersten in den zweiten Trocknungsabschnitt von immenser Bedeutung, insbesondere bei der Verwendung von Durchlauftrocknern. Beim Einsatz von Niedrigenergiedurchlauftrocknern bestimmt dieser Übergang den Beginn der Endtrocknung.

2.2.7 Auswirkungen des ersten und zweiten Trocknungsabschnittes auf das Widerstandsnetzwerk

Das zuvor in Abbildung 3 dargestellte Netzwerk aus Transportwiderständen für Wasser und dem entstehenden Wasserdampf an trocknenden Rohlingen gilt allgemein für den ersten und zweiten Trocknungsabschnitt. Im ersten Trocknungsabschnitt befindet sich der Trockenspiegel direkt an der Oberfläche; die Dicke s_{tr} der trockenen Rohlingsschicht ist gleich Null und der Wärmeleitwiderstand R_λ sowie der Diffusionswiderstand R_D verschwinden, sind also ebenfalls gleich Null. Die für den Trockenspiegel hergeleitete Annahme, dass der hier herrschende Dampfdruck dem Sättigungsdampfdruck $p_{DS}(\vartheta_K)$ bei der Spiegel- bzw. Kerntemperatur gleicht, gilt somit im ersten Trocknungsabschnitt unmittelbar für die Rohlingsoberfläche und der gesamte Rohling ist nun der „feuchte Kern“. In der den Rohling umgebenden Grenzschicht herrscht demnach der zur Rohlingstemperatur gehörende Sattdampfdruck, und der den Rohling durch Verdunstung verlassende Wasserdampf geht mit der Rohlingstemperatur in die Umgebungsluft über.

Bei gleichbleibendem Zustand der Umgebungsluft stellt sich in diesem Fall eine konstante Rohlingstemperatur ein, die als Kühlgrenztemperatur (Krischer 1978) bekannt und berechenbar ist. Da der im ersten Trocknungsabschnitt herrschende Wärmeübergang

$$\dot{q} = \alpha \cdot (\vartheta_2 - \vartheta_O) \qquad (25)$$

aufgrund der Übereinstimmung zwischen der Oberflächentemperatur ϑ_O und der Kühlgrenztemperatur ϑ_{KG} zeitlich konstant ist und ausschließlich zur Wasserverdunstung mit

$$\dot{m}_W = \frac{\dot{q}}{r(\vartheta_{KG})} \qquad (26)$$

dient, ist der verdunstende Wasserdampfmassenstrom während des gesamten ersten Trocknungsabschnittes ebenfalls konstant.

3. Mathematische Modellierung von Trocknern

Zur Rohlingstrocknung werden in der Ziegelindustrie Kammertrockner oder Durchlauftrockner eingesetzt. Die Trockner werden so betrieben, dass die in ihnen befindlichen Rohlinge von Warmluft überströmt werden, die die Verdampfungsenthalpie aufbringt und mit dem entstehenden Wasserdampf beladen wird. Es ist das Ziel, die zur Erwärmung der Zuluft erforderliche thermische Energie zu vermindern. Die möglichen Einflussmaßnahmen beschränken sich auf die Temperatur und den Mengenstrom der Zuluft. Veränderungen dieser Größen beeinflussen jedoch nicht nur den Energiebedarf, sondern auch die Trocknungsgeschwindigkeit und damit den Trockenzeitbedarf. Hierbei sind den Produzenten jedoch enge Grenzen gesetzt, die von der Rohlingsgeometrie und den Stoffeigenschaften abhängen. Abbildung 7 zeigt eine schematische Darstellung der zeitlichen Verläufe von Luft- und Rohlingstemperatur, von Rohlingswasserbeladung und Trockenschwindung an Rohlingsoberfläche und -kern für die Kammertrocknung. Das Ende des ersten Trocknungsabschnittes ist durch eine dünne vertikale Linie dargestellt. Dort ist die Oberflächenfeuchte auf Null abgefallen. Mit Beginn des zweiten Trocknungsabschnittes steigen die Rohlingstemperatur - hier ist die Oberflächentemperatur dargestellt, sowie die Lufttemperatur in der Kammer an, und erreichen am Ende der Trocknung im gewählten Beispiel etwa die Mitte zwischen der Umgebungslufttemperatur ϑ_U und der Zulufttemperatur ϑ_1.

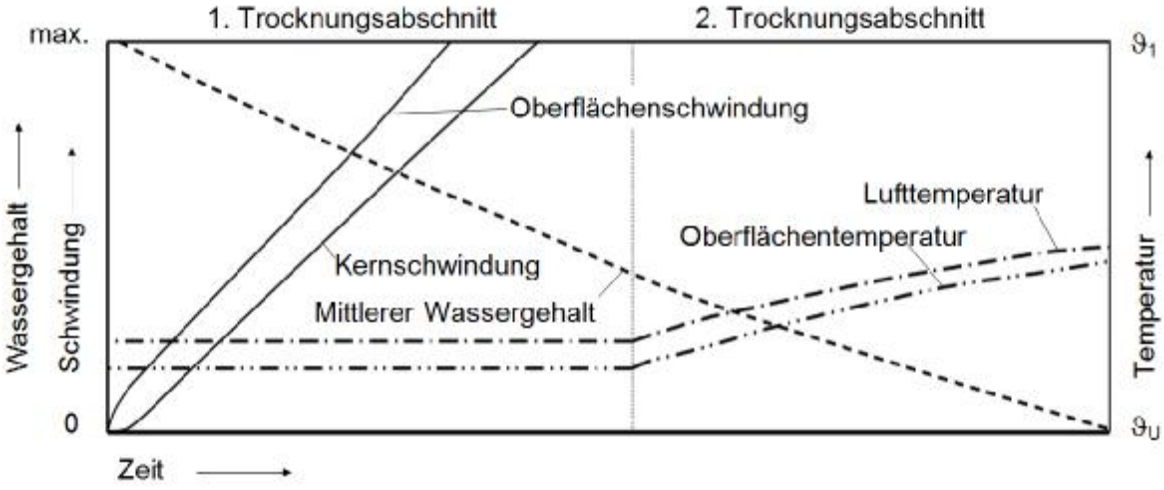

Abbildung 7: Zeitliche Verläufe der Temperatur und Schwindung, sowie der Wasserbeladung bei der Kammertrocknung

Die den Kammertrockner verlassende Abluft hat gegen Ende der Trocknung ein deutlich höheres Temperaturniveau mit verminderter relativer Feuchte (Sättigung).

Bei Durchlauftrocknern, die im Gegenstrom betrieben werden, stellt sich diese Situation gänzlich anders dar. Hier wird im Einfahrbereich der Rohlinge durch die Zumischung großer Umluftanteile für eine besonders geringe Trocknungsgeschwindigkeit gesorgt. Durch das Gegenstromprinzip befindet sich die Abluft auf einem relativ niedrigen Temperaturniveau, jedoch bei hoher relativer Luftfeuchtigkeit (Sättigung).

Auch in Kammertrocknern wird häufig zu Beginn der Trocknung zunächst eine sehr schonende Atmosphäre aufgebaut, indem nur äußerst geringe Mengen warmer Luft zugeführt werden. Dieser Zustand wird oft für mehrere Stunden erhalten, und erst danach beginnt eine wirkungsvolle Trocknung.

4. Thermischer Trocknungsenergiebedarf

4.1 Wasseraufnahmevermögen der Luft

Der Energiebedarf des Trockners wird in erster Linie dadurch geprägt, dass zur Wasserverdunstung die hohe und schwach temperaturabhängige Verdampfungs-enthalpie von Wasser aufgebracht werden muss. Dabei begrenzt der temperaturabhängige Sattdampfdruck die maximale Wasseraufnahme der Luft. Abbildung 8 zeigt die maximal mögliche Abkühlung der dem Trockner zuströmenden Zuluft bei steigender Wasserbeladung. Man erkennt, dass höhere Zulufttemperaturen zu stark ansteigenden Maximalbeladungen der Trockneratmosphäre führen. Wird Luft auf 100 °C erwärmt, um mit dieser Temperatur als Zuluft in den Trockner einzutreten, so kann sie bis auf 35 °C abgekühlt werden, bevor sie ihre Sättigung erreicht. In diesem Fall steht eine mögliche Abkühlung um 65 K einer Erwärmung von 85 K entgegen. Der Ausnutzungsgrad beträgt 76 %. Höhere Zulufttemperaturen führen zu einer besseren Zuluftausnutzung und erfordern damit einen niedrigeren Energiebedarf.

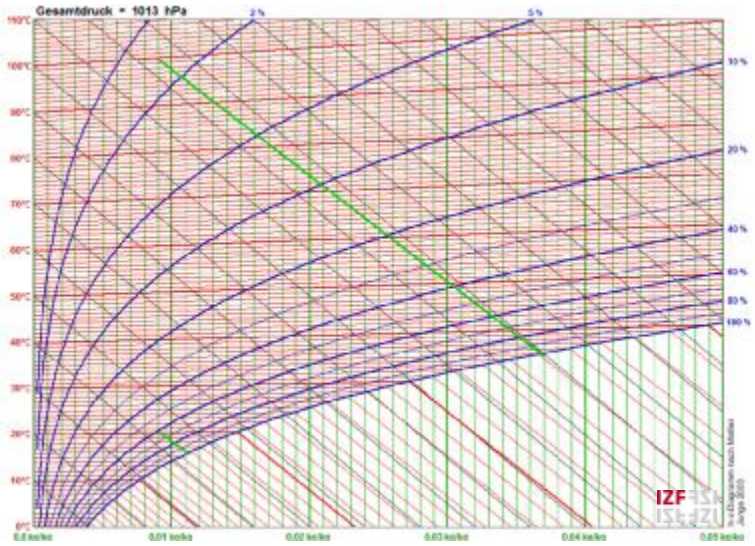

Abb. 8: Mollierdiagramm

Wenn 20°C warme Umgebungsluft mit 60% relativer Feuchte direkt zur Trocknung verwendet wird, kann die Trocknungsluft nur bis Erreichen ihrer Kühlgrenz-temperatur bis 16°C abgekühlt werden. Diese hat dann ihre Sättigung erreicht. Es findet keine Erwärmung statt, die maximale Ausnutzung beträgt jedoch nur 4 K. Daher müssen deutlich größere Luftmengen vorhanden sein, um das verdunstete Wasser aufzunehmen. Neben der Verdampfungsenthalpie rufen Wärme- und Stoffübertragung weitere Einflussgrößen auf den thermischen Energiebedarf hervor. Die Trocknerzuluft mit ihrer Temperatur, dem Feuchtegehalt und dem auf die zu trocknende Wassermenge

bezogenen Massenstrom sind wesentliche Parameter. Der Wärmeübergang an den Rohlingsoberflächen kann durch die Art und Qualität der Rohlingsanblasung beeinflusst werden. Außerdem spielen die Rohlingseigenschaften wie Anfangswasserbeladung, Trockenrohdichte, Größe des Rohlings und dessen Transportwiderstände eine Rolle.

4.2 Thermischer Energiebedarf konventioneller Trockner

Die Zulufttemperatur besitz einen großen Einfluss auf den Trocknungsenergiebedarf in Kammertrocknern. Dieser ist teils dadurch verursacht, dass wärmere Luft für Wasserdampf weitaus aufnahmefähiger als kältere Luft ist. Hinzu kommen kinetische Effekte durch Temperatur- und Dampfdruckdifferenzen zwischen der Kammerluft und der die Rohlinge umgebenden Grenzschicht. Steuert man den Trocknungsprozess z.B. allein durch die Stellung der Zuluftklappe so, dass die Trocknungsgeschwindigkeit nicht verändert wird, so führt der Übergang zu höherer Zulufttemperatur zu einer überproportional abnehmenden Zuluftmenge und damit geradezu zwangsläufig zu einer Abnahme des Energiebedarfs. Der Einfluss der Zulufttemperatur auf den spezifischen Energiebedarf ist in Abbildung 9 für die Trocknung von 50 mm dicken Rohlingen dargestellt.

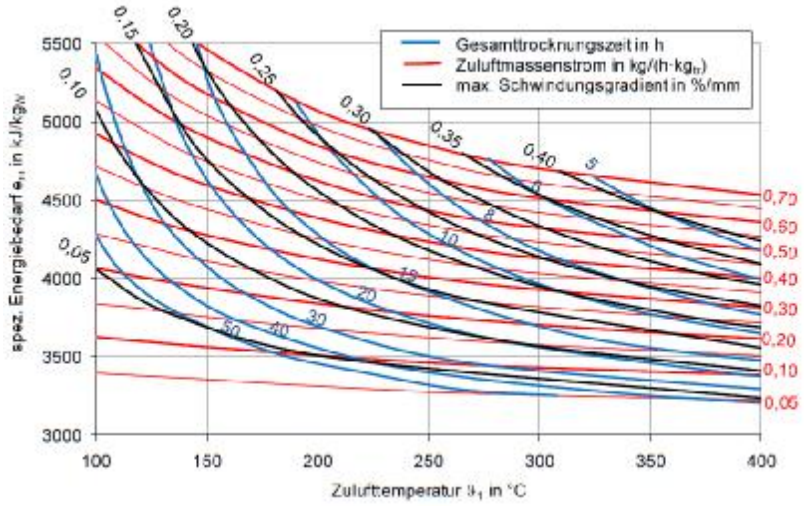

Abb. 9: Spezifischer Energiebedarf für die Trocknung einer 50 mm dicken Platte

Folgende Materialspezifischen Annahmen wurden getroffen:

- Trockenrohdichte ρ=1.850 kg/m^3,
- Anfangswasserbeladung y=0,25 kgW/kgtr,
- lin Trockenschwindung ξ=6%,
- Feuchteleitfähigkeit $\kappa_{25,25}$=70·10^{9}m^2/s.
- Wasserdampfdiffusionswiderstand μ=15,
- Wärmeüberqanqskoeffizient α = 30 W/(m^2·K),
- Umgebungstemperatur 15°C und
- relative Umgebungsfeuchte φ_u=60 %

Parameter sind die Gesamttrocknungszeit (blaue Linien), der maximale Schwindungsgradient (schwarze Linien) und der Zuluftmassenstrom (rote Linien). Man erkennt, dass der Energiebedarf mit Erhöhung der Zulufttemperatur abnimmt. Dieses gilt sowohl dann, wenn man den Zuluftmassenstrom unter Anpassung der Gesamttrocknungszeit konstant hält, als auch wenn die zur Trocknung erforderliche Gesamttrocknungszeit durch Anpassung des Zuluftmassenstroms bei Veränderung der Zulufttemperatur unverändert bleibt.

Generell gilt, dass niedrige Zuluftmassenströme zu einem relativ geringen Trocknungsenergiebedarf führen. Der durch Verringerung des Zuluftmassenstroms gesenkte Energiebedarf macht es allerdings erforderlich, sehr lange Trocknungszeiten für die Rohlinge in Kauf zu nehmen. Der Trocknungsprozess wird mit steigendem Zuluftmassenstrom ineffizienter, dieses erhöht den Energiebedarf, ändert aber den an den Rohling übergehenden Wärmestrom nur geringfügig. Die Erhöhung des spezifischen Zuluftmassenstroms führt zu höheren Kammerlufttemperaturen (trotz gleichbleibender Kühlgrenztemperatur im ersten Trocknungsabschnitt).

Aus Abb. 9 ist ersichtlich, dass die Trocknung bei einer Zulufttemperatur von 200°C 15 Stunden dauert, wenn man während der gesamten Trocknungszeit den spezifischen, auf die Trockenmasse bezogenen Zuluftmassenstrom von ca. 0,35 $kg/(h \cdot kg_{tr})$ in den Trockner einbläst. Der dann erforderliche Energiebedarf kann mit ca. 4.250 kJ/kg_W aus dem Diagramm abgelesen werden. Möchte man hingegen dieselbe Trocknung innerhalb von ebenfalls 15 Stunden bei einer Zulufttemperatur von 400°C durchführen, so benötigt man nur einen Zuluftmassenstrom von ca. 0,15 $kg/(h \cdot kg_{tr})$.

Der sich hieraus ergebende Energiebedarf beläuft sich auf 3.500 kJ/kg_W. Dieses Beispiel zeigt, dass die Erhöhung der Zulufttemperatur von 200 °C auf 400 °C zu einer Senkung des spezifischen Energiebedarfes um knapp 20 % führt. Noch niedrigere Zulufttemperaturen als 200°C würden, wie Abb. 8 zeigt, zu einer sehr starken Zunahme des Energiebedarfes führen.

Erwähnenswert ist, dass verkürzte Trocknungszeiten stets mit einer Erhöhung der Schwindungsgradienten einhergehen. Für das gewählte Beispiel wird die Trocknungszeit mit 15 Stunden konstant gehalten. Daher kann die durch Schwindungsgradienten verursachte Belastung der Rohlinge bei einer Zulufttemperatur von 400 °C keinesfalls größer als bei 200 °C sein. Diese höhere Zulufttemperatur bewirkt einen Temperaturanstieg der Kammerluft und damit auch des Rohlings. Hierdurch steigt der Feuchteleitkoeffizient an und der Schwindungsgradient geht zurück. Die Kurven zeigen die starken Auswirkungen der Zulufttemperatur auf den Energiebedarf der Trocknung.

4.3 Einfluss der Umgebungsluft auf den Energiebedarf

Der Einfluss der Umgebungslufttemperatur auf den spezifischen Energiebedarf kann Abbildung 10 entnommen werden. Man erkennt, dass niedrigere Umgebungsluft-

temperaturen zu einem höheren Energiebedarf führen. Das gilt für alle Zuluft-temperaturen. Kalte Umgebungsluft muss stärker als warme erwärmt werden, um gleiche Zulufttemperaturen zur Verfügung zu stellen.

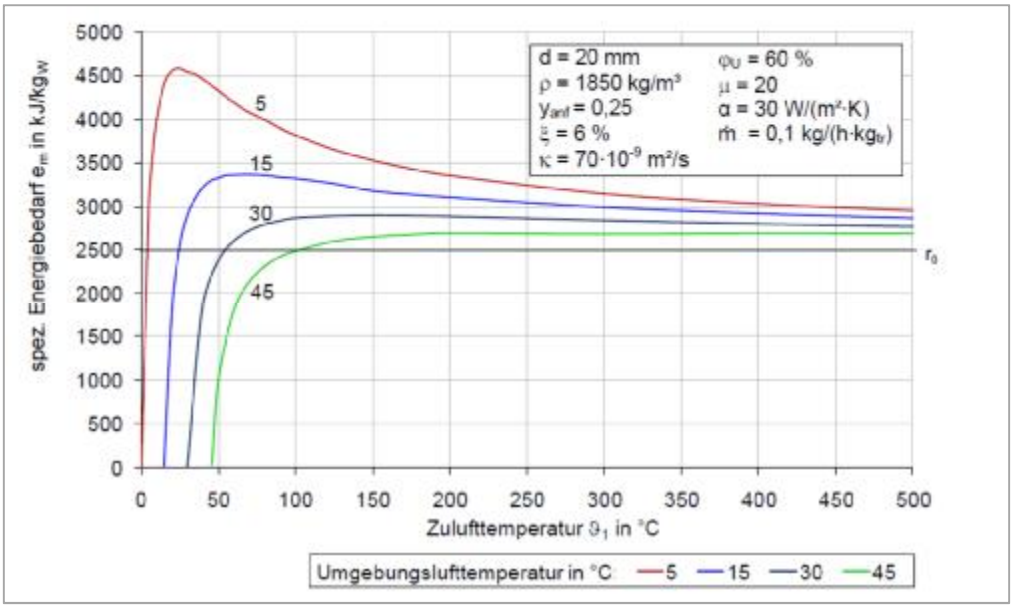

Abb. 10: Einfluss der Zulufttemperatur auf den spezifischen Energiebedarf bei unterschiedlichen Umgebungslufttemperaturen und konstantem spezifischen Zuluftmassenstrom

Bei zunehmender Zulufttemperatur geht der Energiebedarf zunächst durch ein Maximum, dessen Lage von der Umgebungslufttemperatur abhängt. Das Maximum ist bei niedrigen Umgebungslufttemperaturen besonders ausgeprägt.

Bei weiter zunehmender Zulufttemperatur geht der Energiebedarf weiter zurück und nähert sich der Verdampfungsenthalpie von Wasser an. Dabei ist der Energiebedarf bei niedriger Umgebungslufttemperatur stets deutlich höher als bei hohen Umgebungstemperaturen. Der Einfluss der Umgebungstemperatur ist bei den in der Ziegelbranche üblichen Zulufttemperaturen im Bereich von 150 °C sehr hoch und führt zu wetterbedingten Unterschieden von mehr als 20 % im Jahresverlauf.

Da ungesättigte Umgebungsluft ebenfalls Rohlingswasser unter Abkühlung aufnehmen kann, ist es grundsätzlich nicht erforderlich erwärmte Luft zur Konvektionstrocknung zu verwenden. Bekannt ist, dass Trocknungsprozesse in früherer Zeit stets als Freilufttrocknung durchgeführt wurden. Bei der Freilufttrocknung gleichen sich die Temperaturen der Umgebungsluft und der Zuluft. Hierzu war selbstverständlich keine Zufuhr von thermischer Energie erforderlich. Der thermische Energiebedarf war demnach gleich Null.

Die relative Feuchte und Temperatur der Umgebungsluft hat nicht nur Einfluss auf die Trocknungszeit, sondern auch auf die Nutzbarkeit der Freilufttrocknung über das

Jahr. Selbstverständlich darf die Kühlgrenztemperatur des Umgebungsluftzustand 0°C nicht unterschreiten, dies entspricht einer Umgebungslufttemperatur von ungefähr 5°C. Daraus ergibt sich, dass in deutschen Ziegelwerken im Schnitt nur von März bis November getrocknet werden könnte. Der Umgebungsluftzustand schwankt zwischen sommerlichen 30 °C und 20 % relativer Luftfeuchte und 10 °C und 80 % relativer Luftfeuchte im Winter. Die Umgebungsluft sinkt nachts bei gleichzeitiger Zunahme der relativen Luftfeuchte, die in den meisten Nächten um 90% beträgt. Daher könnten Ziegelrohlinge nachts kaum oder gar nicht getrocknet werden.

5. Konditionierte Niedrigenergietrocknung

Im Gegensatz zur offenen Freilufttrocknung muss die moderne Niedertemperaturtrocknung den Rohlingen eine Atmosphäre bieten, die zeitlich konstant ist, also keinen zufälligen Wetterschwankungen unterliegt. Ideal ist es natürlich, wenn die Temperatur und die Feuchte der Außenluft konstant sind. Dieses wird aber in Wirklichkeit selten zutreffen. Es ist daher erforderlich, die Trocknerzuluft auf einem niedrigen Temperaturniveau so zu konditionieren, dass ihre Zustandsgrößen sich nicht verändern. Da Abwärme auf niedrigem Temperaturniveau im Umfeld einer Ziegelei in sehr großem Umfang zur Verfügung steht, sollte sich eine konstante Zulufttemperatur von beispielsweise 30°C immer problemlos bereitstellen lassen. Die die Rohlinge umspülende Luft ist auf niedrigem Temperaturniveau so zu konditionieren, dass die sich während der Trocknung im Rohling einstellenden Feuchte- und insbesondere Schwindungsgradienten denjenigen gleichen, die sich bei den jetzt üblichen Warmlufttrocknern ausbilden. Dann herrscht eine äquivalente Trockneratmosphäre, die man in konditionierten Niedertemperaturtrocknern einstellt.

Trockenrisse können dann entstehen, wenn die Zugfestigkeit der Rohlingsmasse durch die sich bei der Trocknung einstellenden Schwindungsgradienten lokal überschritten wird. Die Zugfestigkeit wird durch die Oberflächen- und Grenzflächenspannung des die Feststoffpartikel in Kapillaren und Haftbrücken verbindenden Wassers erbracht. Die Kapillar- und Krümmungsradien der Mikrooberflächen nehmen mit abnehmendem Wassergehalt ab, so dass die Zugfestigkeit während der Trocknung toniger Substanzen generell zunimmt. Bei gleicher Rohstoffzusammensetzung und gleicher Rohlingsgeometrie ist die Zugfestigkeit somit vom Wassergehalt abhängig. Da die Oberflächenspannung jedoch bei einer Temperaturabsenkung um 5 K um jeweils 1% zunimmt, ist die Trockenbruchfestigkeit bei der Niedrigtemperaturtrocknung geringfügig höher als bei der derzeit üblichen Warmlufttrocknung. Dieses setzt allerdings voraus, dass alle anderen Bedingungen, denen die Rohlinge ausgesetzt sind, übereinstimmen. Dem steht jedoch die stark temperaturabhängige Feuchteleitfähigkeit entgegen. Die Feuchteleitfähigkeit nimmt bei steigender Temperatur um 2,25% pro K gegenüber dem bei 25°C geltenden Feuchteleitkoeffizienten zu. Im Umkehrschluss folgt hieraus, dass die Trocknungsgeschwindigkeit beim Absenken der Rohlingstemperatur um 2,25% pro K vermindert werden muss, wenn man die sich ein-

stellenden Feuchte- und damit auch Schwindungsgradienten trotz niedrigerer Temperatur unverändert lassen will. Eine kleine Erhöhung des Gradienten um 0,2% pro K kann man zwar aufgrund des oben geschilderten Anstiegs der Zugfestigkeit bei sinkender Temperatur akzeptieren; aber auch dann bleibt eine notwendige Verminderung der Trocknungsgeschwindigkeit um gut 2% pro K, wenn man bei verminderter Rohlingstemperatur keine Erhöhung der Trockenrissgefährdung in Kauf nehmen will.

Ein Rohling, dessen Schwindung bislang bei einer Kühlgrenztemperatur von 35°C abläuft, muss also um 40% langsamer getrocknet werden, wenn seine Kühlgrenztemperatur bei Einführung der Niedrigtemperaturtrocknung auf 15°C abgesenkt wird. Ansonsten würde es zu einer entsprechend erhöhten Trockenrissgefährdung kommen.

Die hier industriell angedachte Niedrigenergietrocknung unterscheidet sich von der Freilufttrocknung dadurch, dass moderne Anlagen- und Regelungstechnik verwendet wird und dass sich eine Endtrocknung bei erhöhter Temperatur anschließt. Dadurch erreicht man im Vergleich zur reinen Freilufttrocknung Planungssicherheit.

Bislang wurden nur Kammertrockner auf Umgebungsluftbetrieb umgebaut und konnte dabei im Vergleich zur herkömmlichen Trocknung einen erheblichen Teil der Wärmeenergie einsparen.

Der Umbau eines Durchlauftrockners um zu einem Niedrigenergiedurchlauftrockners gestaltet sich hingegen zunächst extrem aufwendig, insbesondre, da durch die Betriebsweise in einem Ziegelwerk ständig sich ändernde Bedingungen im Trockner vorherrschen. Die Umbaumaßnahmen wären zeit- und kostenintensiver als ein Neubau, da der Baukörper durch die längeren Trockenzeiten deutlich verlängert werden müssen.

Die fertig getrockneten Rohlinge verlassen dort den Durchlauftrockner, wo warme Zuluft in den Trockner einströmt. Diese Zuluft wird auf ihrem Weg in Richtung zum Einfahrende des Gegenstromreaktors im beständigen Wärme- und Stoffaustausch von den ihr entgegenfahrenden Rohlingen zunehmend mit Wasser beladen, während sich zugleich ihre Temperatur in Richtung zur Kühlgrenze vermindert. Der Unterschied gegenüber dem Kammertrockner besteht darin, dass die Zustände der zur Trocknung dienenden Atmosphäre im Durchlauftrockner ortsabhängig sind, während sie sich im Kammertrockner mit der Zeit ändern. Dadurch kann Abluft im Durchlauftrockner stärker gesättigt und der Energiebedarf gesenkt werden. Der Durchlauftrockner ist nicht sehr flexibel in der Einstellung der Trocknungskurven, so dass nur Produkte ähnlicher Massezusammensetzung und Größe im Durchlauftrockner getrocknet werden.

Die modifizierte Freiluft- oder Niedrigenergietrocknung setzt eine mit möglichst geringer äußerer Energie aufzubringende Konditionierung der Umgebungsluft auf ein gleichbleibendes niedriges Temperaturniveau mit konstanter Luftfeuchtigkeit voraus. Aufgrund der geforderten hohen Rohlingsqualität sowie der Planungssicherheit für die Produktion muss die momentan bei höheren Temperaturen ablaufende und durch viele Steuer- und Regelmechanismen kontrollierte Trocknung auf ein tieferes Tem-

peraturniveau (nämlich der Umgebungsluft- oder der Hallenlufttemperatur) verschoben werden. Der Energiebedarf des Trockners wird in erster Linie dadurch geprägt, dass die zur Wasserverdunstung die hohe und schwach temperaturabhängige Verdampfungsenthalpie von Wasser aufgebracht werden muss. Dabei begrenzt der temperaturabhängige Sattdampfdruck die maximale Wasseraufnahme der Luft. Das Mollier-Diagramm zeigt die maximal mögliche Abkühlung der dem Trockner zuströmenden Zuluft bei steigender Wasserbeladung. Aufgrund der bei der Niedrigenergietrocknung niedrigeren Sättigungsdampfdrücke benötigt man mehr Luft für die Trocknung. Es wird möglichst lange auf dem niedrigen Temperaturniveau getrocknet. Die Endtrocknung führt zu, für den Ziegelbrand geeigneten, Restwasserbeladungen und gleichbleibenden Trocknungszeiten.

6. Wärmeübergang an das Trockengut

Bei der „konventionellen“ Trocknung strömt die Trockenluft meist parallel zum Trockengut, so dass es zu dem in Abbildung 11 beispielhaft dargestellten, ungleichmäßigen Trocknungsfortschritt kommt.

Abb. 11: Trocknungsfortschritt eines einseitig überströmend angeblasenen Dachziegelrohlings

Diese Ungleichmäßigkeit verlängert die Trockenzeit. Eine gleichmäßigere Anströmung, wie sie eine Prallanströmung bietet, vergleichmäßigt nicht nur die Trocknung, sondern erhöht ebenfalls den Wärmeübergang von der Trockenluft an das Trockengut.

In Abbildung 12 wird der Unterschied der Anströmung mit den zugehörigen Wärmeleitkoeffizienten gezeigt.

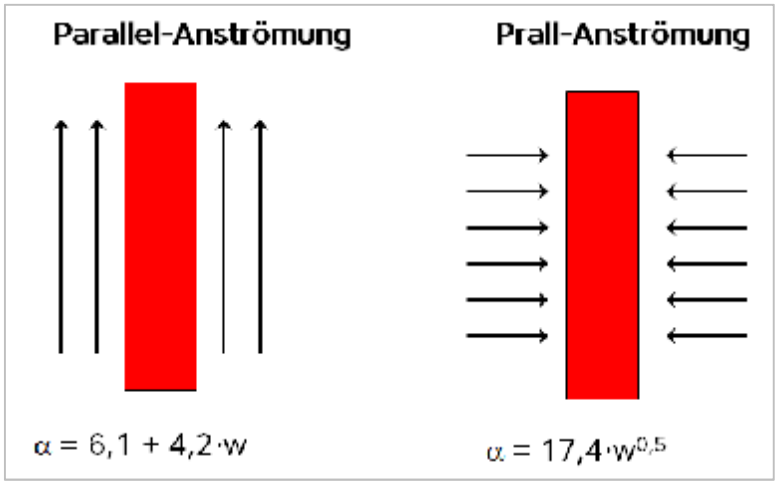

Abb. 12: Vergleich der Anströmung von Trockengut und deren Wärmeübergangskoeffizient

Der Vergleich der Wärmeleitfähigkeiten von der Strömungsgeschwindigkeit und der verschiedenen Wärmeübergangskoeffizienten aus Abbildung 12 zeigt Abbildung 13.

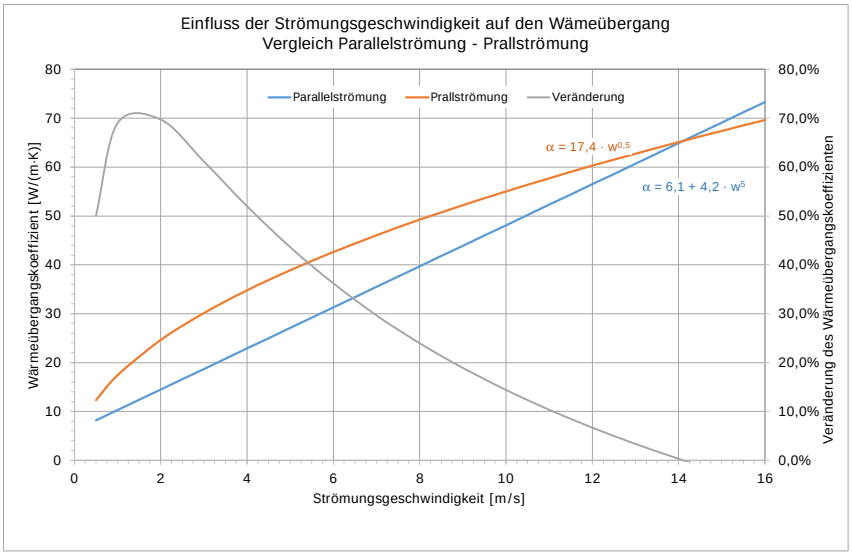

Abb. 13: Vergleich der Wärmeübergangskoeffizienten (Parallelströmung – Prallströmung)

Es zeigt sich, dass bei niedrigen Strömungsgeschwindigkeiten und Prallströmung, der Wärmeübergangskoeffizient größer ist als bei der parallelen Überströmung des Produktes. Dieses Phänomen kann man bei der Niedrigenergietrocknung nutzen und so den Trocknungsprozess beschleunigen und durch niedrigere Strömungsdruckverluste elektrische Energie sparen.

7. Trocknungsversuche bei niedriger Temperatur

Es wurden Trocknungsversuche bei verschiedenen konstanten Einflussgrößen wie Zulufttemperatur, Luftfeuchte und Strömungsgeschwindigkeit durchgeführt und die jeweiligen Auswirkungen auf die Trocknungsgeschwindigkeit ermittelt. Die Zulufttem-

peratur betrug 20°C, 30°C und 40°C, wie sie für die Niedrigenergietrocknung anzunehmen wäre. Die Ergebnisse der Trocknungsversuche und die Einflüsse der verschiedenen Parameter werden im Folgenden einzeln gegenübergestellt.

In den Abbildungen 14 a-c werden die Ergebnisse von Trocknungsversuchen gezeigt. Dargestellt wird die Abhängigkeit der Trocknungsgeschwindigkeit von Strömungsgeschwindigkeit und Luftfeuchtigkeit bei verschiedenen konstanten Zulufttemperaturen (20°C, 30°C und 40°C) gezeigt.

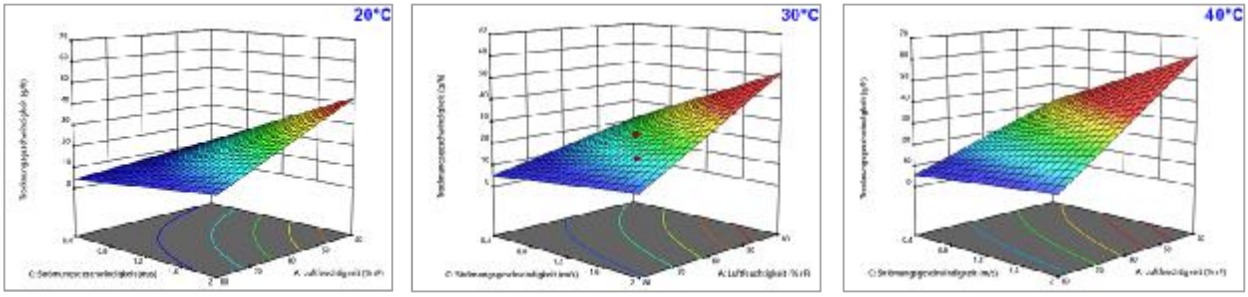

Abb. 14 a-c: Abhängigkeit der Trocknungsgeschwindigkeit von Strömungsgeschwindigkeit und Luftfeuchtigkeit bei verschiedenen konstanten Zulufttemperaturen

Festzustellen ist zunächst der erwartungsgemäß große Einfluss der Luftfeuchte, für den Einsatz der Niedrigenergietrocknung ist aber von größerer Bedeutung, dass bei niedriger Temperaturen und Luftfeuchtigkeit die Strömungsgeschwindigkeit einen größeren Einfluss auf die Trocknungsgeschwindigkeit hat als bei höheren Temperaturen.

In den folgenden Abbildungen 15 a-c werden weiter Ergebnisse von Trocknungsversuchen gezeigt. Dargestellt wird die Abhängigkeit der Trocknungsgeschwindigkeit von Temperatur und Luftfeuchtigkeit bei verschiedenen konstanten Strömungsgeschwindigkeiten (0,4 m/s, 1,2 m/s und 2 m/s) gezeigt.

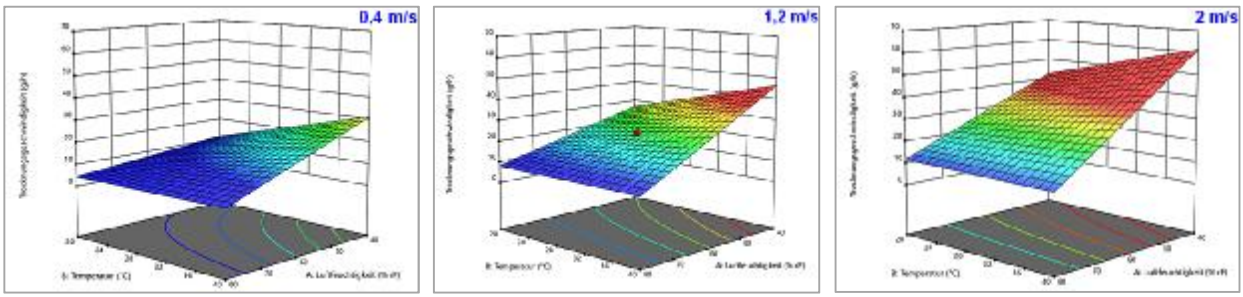

Abb. 15 a-c: Abhängigkeit der Trocknungsgeschwindigkeit von Zulufttemperatur und Luftfeuchtigkeit bei verschiedenen konstanten Strömungsgeschwindigkeit

Bei dieser Gegenüberstellung der Ergebnisse wird deutlich, dass bei niedrigen Strömungsgeschwindigkeiten und Luftfeuchtigkeiten die Temperatur einen größeren Einfluss auf die Trocknungsgeschwindigkeit ausübt als bei hohen Strömungsgeschwindigkeiten.

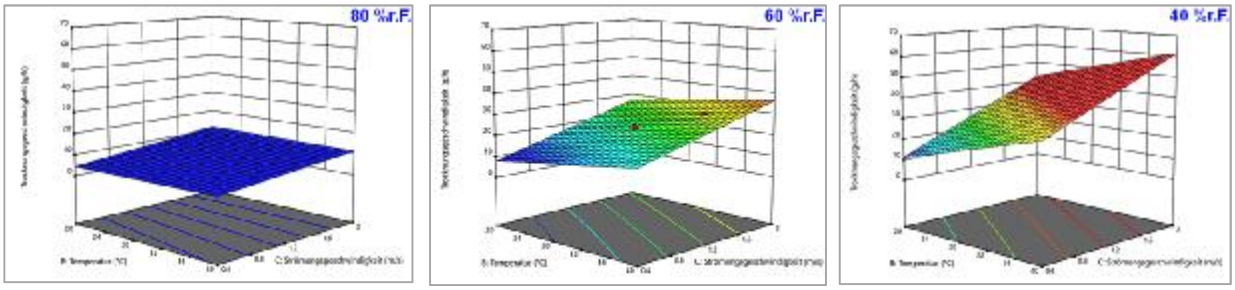

Abb. 16 a-c: Abhängigkeit der Trocknungsgeschwindigkeit von Zulufttemperatur und Strömungsgeschwindigkeit bei verschiedenen konstanten Luftfeuchtigkeiten

In dieser Gegenüberstellung bildet die Fläche jeweils eine Ebene, d.h. eine Änderung von Temperatur oder Strömungsgeschwindigkeit wirkt sich bei gegebener Luftfeuchtigkeit linear auf die Trocknungsgeschwindigkeit aus.

Als Fazit aus diesen Versuchen kann festgestellt werden, dass Strömungsgeschwindigkeit und Temperatur bestimmen, wie schnell der Rohling seine Feuchtigkeit abgeben kann. Höhere Temperaturen sorgen für ein schnelleres Verdampfen des Wassers und höhere Strömungsgeschwindigkeiten für einen schnelleren Abtransport. Der begrenzende Faktor für die Trocknung ist aber die Luftfeuchtigkeit. Bei einer Luftfeuchtigkeit von 80 % findet fast keine Trocknung mehr statt, da die Luft kaum Wasser aufnehmen kann. Änderungen von Temperatur oder Luftfeuchtigkeit haben daher keinen Effekt. Mit sinkender Luftfeuchtigkeit kann die Luft mehr Wasserdampf aufnehmen und die Trocknungsgeschwindigkeit erhöht sich. Dabei addieren sich die Effekte von Temperatur und Strömungsgeschwindigkeit, wobei in dem hier gewählten Bereich die Strömungsgeschwindigkeit eine größere Auswirkung auf die Trocknungsgeschwindigkeit hat als die Temperatur.

8. Simulation des Trocknungsverlaufs

8.1 Kammertrocknung

Es wurden diverse Szenarien der Konvektionstrocknung zunächst für die Kammertrocknung berechnet. Hierbei wurde zunächst die konstante Zulufttemperatur variiert und anschließend eine Variante mit steigender Temperatur im zweiten Trocknungsabschnitt. Beispielhaft sind die Kurven mit 30°C Zulufttemperatur in den Abbildungen 17a und 17b dargestellt.

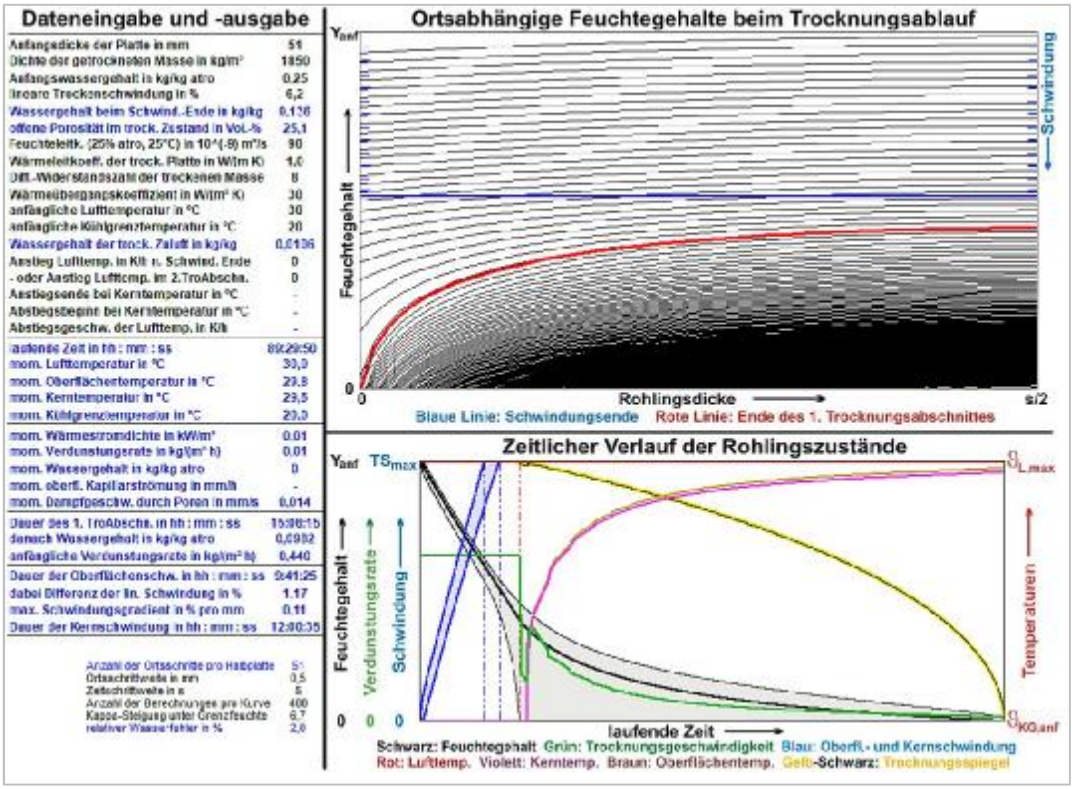

Abb.17a: Trocknungskurven und Ergebnisse der Simulation (Zuluftzustand 30°C)

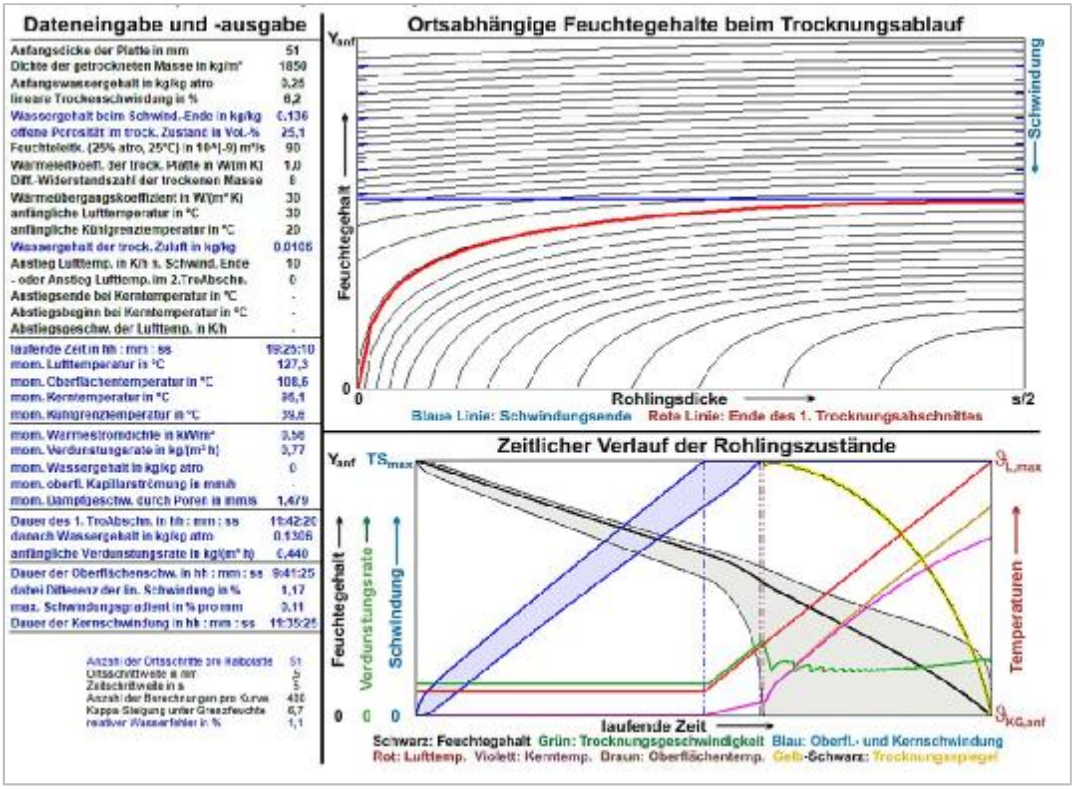

Abb.17b: Trocknungskurven und Ergebnisse der Simulation (Zuluftzustand 30°C; Anstieg der Temperatur im 2. Trocknungsabschnit um 10 K/h)

Die Ergebnisse von drei verschiedenen Simulationen sind in der Tabelle gegenübergestellt und in Abbildung 18 grafisch dargestellt.

Zulufttemperatur [°C]	10	30	30
Anstieg der Lufttemperatur im 2. Trockn.-Abschn. [K/h]	0	0	10
Anfangswassergehalt [%]	25	25	25
Trocknungsdauer gesamt [h]	358,0	89,5	19,3
Dauer 1. Trocknungs-Abschnitts [h]	98,5 (28%)	15,1 (17%)	11,7 (61%)
Verdunstungsrate 1. Trocknungs-Abschn. [kg/(m²·h)]	0,083	0,44	0,44
Verdunstungsrate 2. Trocknungs-Abschn. [kg/(m²·h)]	0,00	0,01	0,77
Dampfgeschwindigkeit durch die Poren [mm/s]	0,00	0,014	1,48
Wassergehalt Ende 1. Trocknungs-Abschnitts [%]	6,1	9,8	13,1
Dauer der Oberflächen-Schwindung [h]	55,5	9,7	9,7
Dauer der Kern-Schwindung [h]	59,0	12,0	11,6

Tabelle. Gegenüberstellung der Simulationsergebnisse

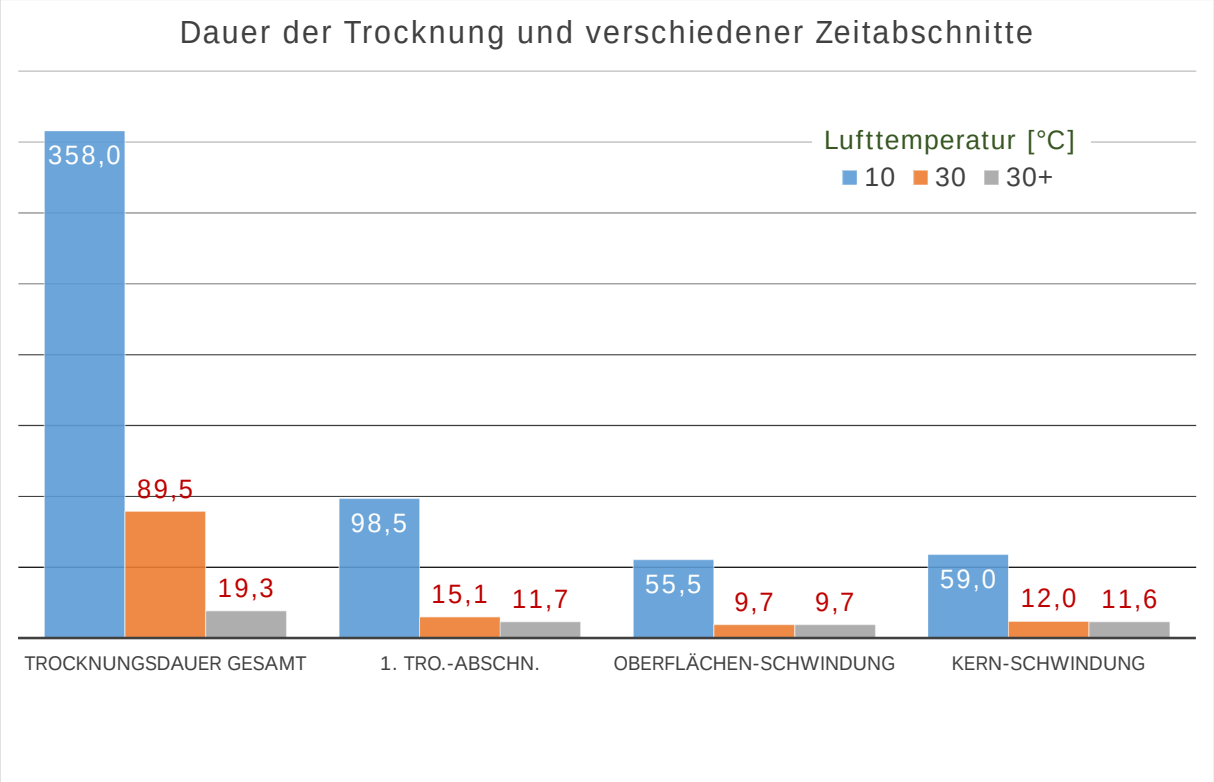

Abb.18: grafische Gegenüberstellung der Simulationsergebnisse

Die Ergebnisse zeigen, dass eine reine Niedrigenergietrocknung zu nicht zu vertretenden Trockenzeiten führen würde. Es zeigt sich ebenfalls, dass die Zulufttemperatur möglichst konstant gehalten werden sollte, da Schwankungen in der Zulufttemperatur unweigerlich zu veränderten Trockenzeiten führen. Hierbei sind sowohl die Gesamttrockenzeit, als auch die unterschiedlichen Zeiten der beiden Trocknungsabschnitte betroffen. Die Aufteilung zwischen Niedrigenergiephase und Endtrockenphase galt es bei der Simulation der Durchlauftrocknung im Gegenstrom zu beachten.

8.2 Trocknung im Gegenstromtrocknung

Es wurden diverse Szenarien der Konvektionstrocknung berechnet. Hierbei sind sowohl die Außenluft- und Abluftzustände als auch die Materialbedingungen (Feuchteleitfähigkeit) variiert. Weiterhin wurde aufgrund der Unterschiede zwischen Parallelströmung und Prallströmung der Wärmeübergang variiert.

Im Beispiel in Abbildung 17 wurden die in Tabelle 1 aufgelisteten Annahmen getroffen, mit denen die ebenfalls gezeigten Ergebnisse erzielt wurden:

Anfangsdicke des Rohlings:	50	mm
Dichte der trockenen Masse:	1.850	kg/m³
Anfangswassergehalt:	25	%
Endwassergehalt:	0	%
lineare Trockenschwindung:	6,2	%
Feuchteleitkoeffizient (25%atro;25°C):	40	10^{-9} m²/s
Diffusionswiderstandszahl:	20	
effektiver Wärmeübergangskoeffizient:	1	W/(m·K)
Außenlufttemperatur:	15	°C
relative Außenluftfeuchte:	60	%r.F.
Ablufttemperatur:	35	°C
relative Abluftfeuchte:	70	%r.F.
Gesamttrockenzeit:	27:26	hh:mm
Dauer des 1. Trocknungsabschnitts:	04:03	hh:mm
Dauer der Oberflächenschwindung:	03:49	hh:mm
Dauer der Kernschwindung:	07:05	hh:mm

Tabelle 1: Vorgaben und Ergebnisse des Simulationsbeispiels

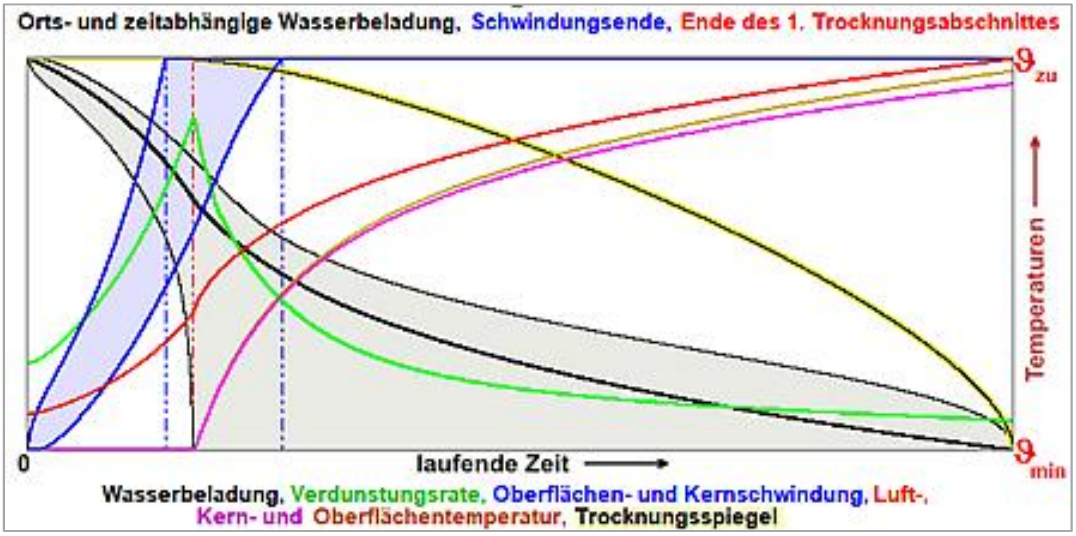

Abb.17: Trocknungskurven der Simulation (Zuluftzustand 15°C; 60%r.F.: Abluftzustand 35°C; 70%r.F.)

Im ersten Trocknungsabschnitt steigt die Verdunstungsrate kontinuierlich an, bevor sie mit dem sinkenden Trockenspiegel abnimmt. Die Schwindung an der Oberfläche

ist vor Ende des ersten Trocknungsabschnitts abgeschlossen, während der Kern noch weitere drei Stunden schwindet.

9. Simulation Niedrigenergiedurchlauftrockner

Für den Niedrigenergiedurchlauftrockner wurde ein mathematisches Modell entwickelt, dass in der Lage ist, die Trocknung von Ziegeln in einem Durchlauftrockner zu beschreiben. Dieses Modell besteht aus einer Reihe von Kammertrocknern, von denen jeder ein kleines Segment des Trockners darstellt, die miteinander gekoppelt sind. Die Lage der Niedrigenergie Trocknungszone wird mit einem iterativen Verfahren unter Berücksichtigung des Zustands der Ziegel und der Zuluft berechnet.

In Abbildung 18 ist ein Beispiel für das Trocknungsverfahren in einer Niedrigenergiedurchlauftrockner. Der Ziegelton tritt von der rechten Seite in den Trockner ein, wo er zunächst auf einen Strom von Umgebungsluft trifft. Dadurch kann der Ton langsam austrocknen, was wiederum eine risikofreie Trocknung während der empfindlichsten Phase der Trocknung ermöglicht.

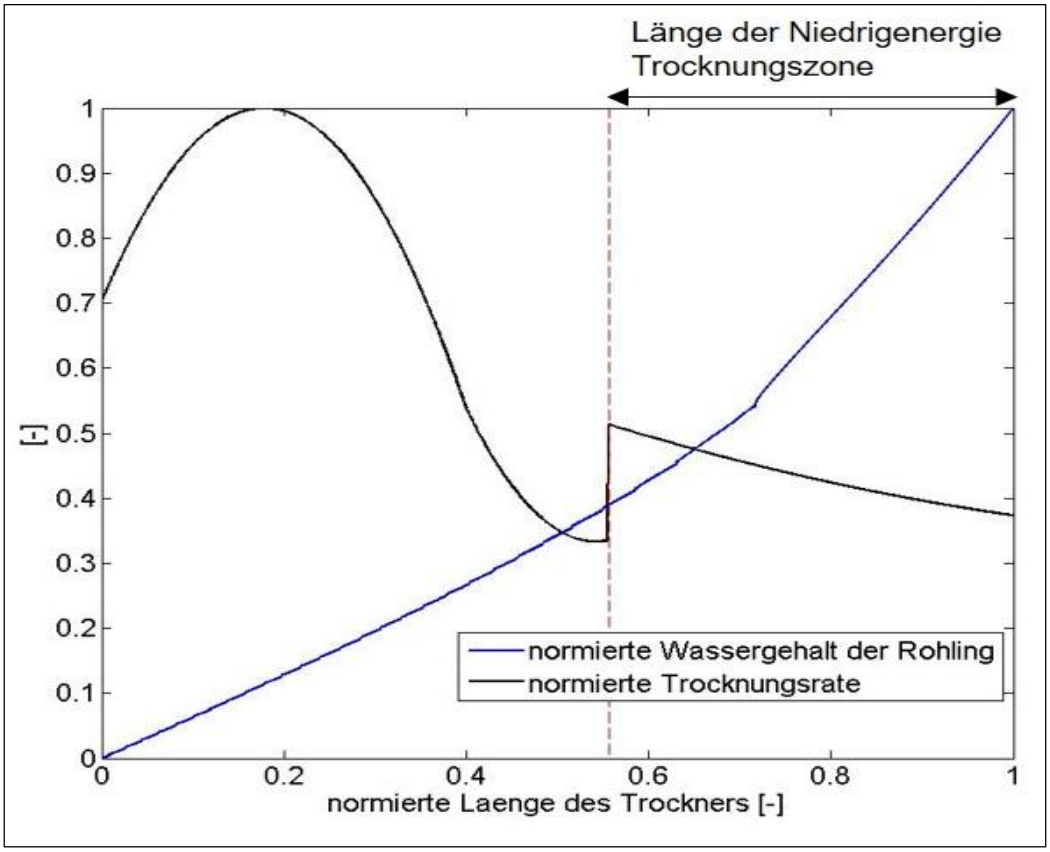

Abb. 18: Trocknungsverlauf des Niedrigenergie-Durchlauftrockners.

Es ist zu beobachten, dass die Trocknungsrate während der Niedrigenergietrockenzone leicht und annähernd linear ansteigt, so dass nur eine geringe Verkrümmungs- und Rissbildungsgefahrbesteht. Zu gleicher Zeit fällt der Wassergehalt des Rohlings

stark ab, da durch das zu der Zeit noch große Porenvolumen der Wassertransport an die Oberfläche gewährleistet ist. Im weiteren Verlauf nimmt das Porenvolumen stark ab, wie in Abbildung 19 beispielhaft zu erkennen ist. Mit Übergang in den zweiten Trocknungsabschnitt (X=0,13) ist die endgültige Porengrößenverteilung annähernd erreicht.

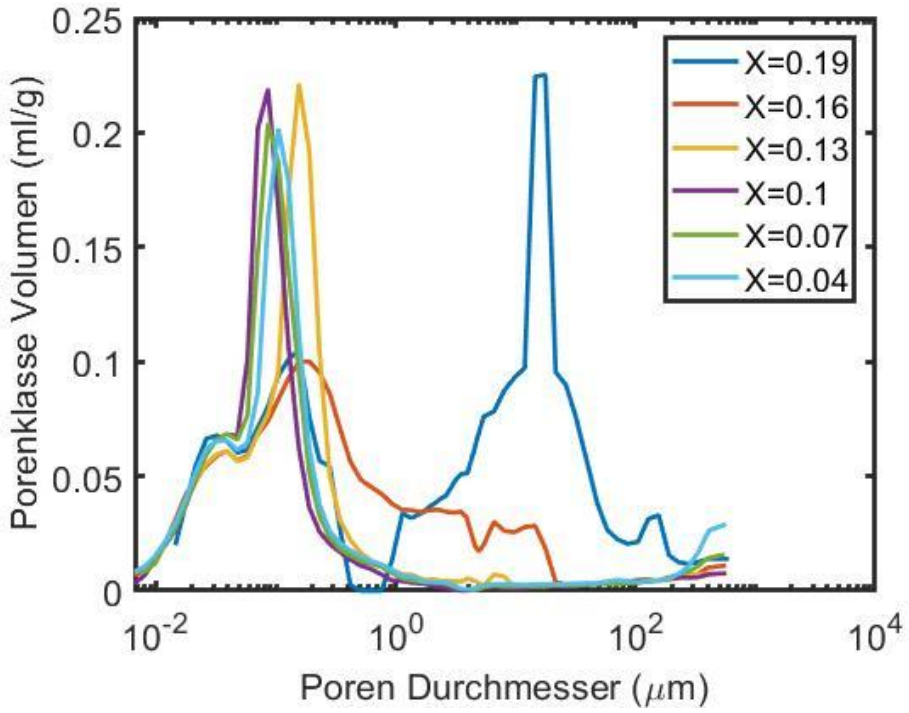

Abb. 19: Porengrößenverteilung während der Trocknung

In der Wassergehaltskurve (Abbildung 18) kommt es zu einem „Knick“. Dieser „Knickpunkt“ zeigt den Übergang zwischen den beiden Trocknungsabschnitten.

Beim Übergang in den beheizten Teil der Trocknung kommt es zu einem Sprung in der Trocknungsrate in der Übergangszone bevor die Trocknungsrate wieder stark ansteigt und erst zum Ende, bei annähernder Erreichung der Restfeuchte wieder abzufallen.

Bei weiteren Simulationen wurde versucht diesen Übergangsbereich so zu gestalten, dass der Sprung in der Trocknungsrate beim Übergang aus der Niedrigenergie-Trockenzone in die Endtrocknung geringer ausfällt. Hierzu wurde an zwei Stellen Heißluft zugeführt und die Übergangszone somit wird der Übergangsbereich „gestreckt“. Die Simulationsergebnisse werden in Abbildung 20 gezeigt.

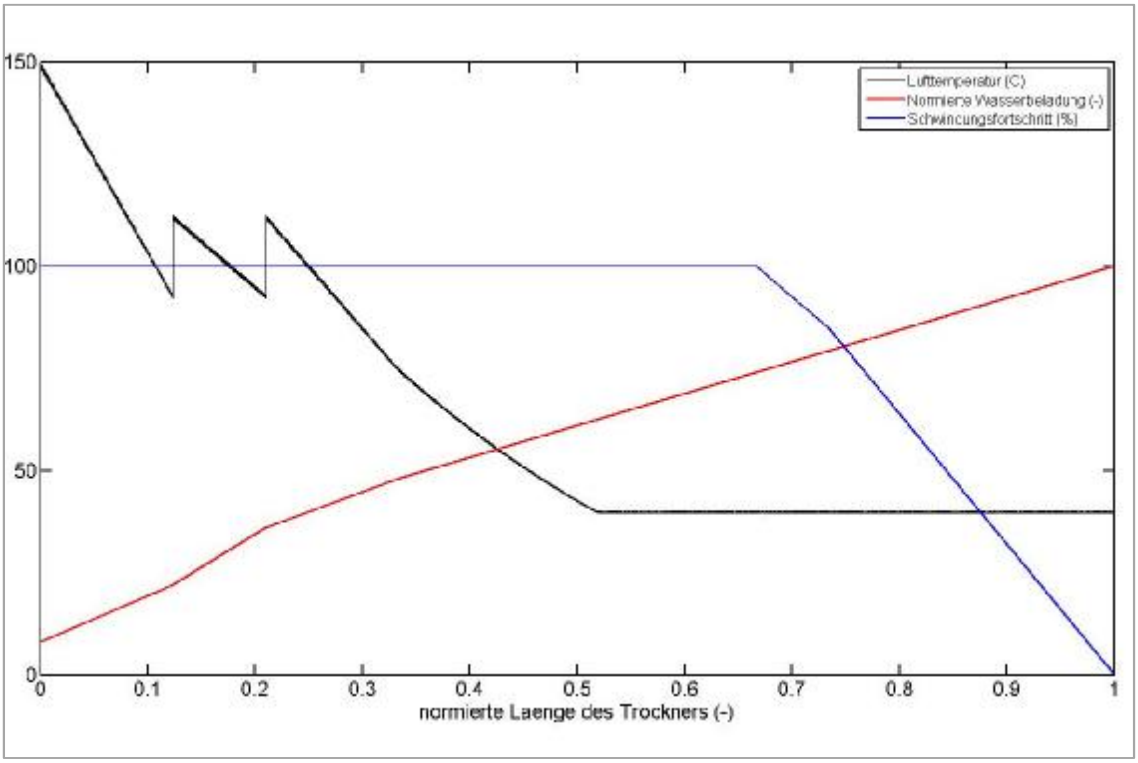

Abb. 20: Trocknungsverlauf des Niedrigenergie-Durchlauftrockners bei veränderter Zugabe von Warmluft

Es ist zu beobachten, dass die Schwindung im ersten Teil des Trocknungsabschnitts an der Umgebungsluft zum Stillstand kommt. Dies ist wichtig, da die meisten Schäden am Endprodukt auf die Schwindung zurückzuführen sind. Indem man sicherstellt, dass die Schrumpfung kontrolliert und langsam erfolgt, können diese Schäden minimiert werden.

Nach dem ersten Trocknungsabschnitt und nach Ende der Schwindung ist wichtig, dass die Rohlinge in eine schnellere Trocknungsphase übergehen, um die Endtrocknung in vertretbarer Zeit durchzuführen. Findet dieser Übergang nicht zum optimalen Zeitpunkt statt, verlangsamt sich die Trocknungsgeschwindigkeit erheblich, was zu einer sehr ineffizienten Trocknung führt, oder im gegenteiligen Fall steigt die Trocknungsrate derart an, dass es zur Schädigung des Produktes kommt. Dieser Zeitpunkt wird im Modell durch ein iteratives Verfahren ermittelt. Im zweiten Trocknungsabschnitt treffen die Rohlinge dann auf heiße Luft, die dem Trockner (im Diagramm) von links zugeführt wird. Durch dieses Gegenstromprinzip wird sichergestellt, dass die Trocknungsgeschwindigkeit bis zum Ende der Trocknung auf einem angepasst hohen Wert bleibt.

Wie auch das Diagramm zeigt, wird in diesem Beispiel an zwei Stellen in diesem Prozessabschnitt neue Heißluft in den Trockner eingeleitet wird, was zu einem Anstieg der Trocknungslufttemperatur führt. Dies ist ein wichtiger Schritt, um eine erhebliche Verringerung der Trocknungsrate durch Sättigung und Abkühlung der Luft zu vermeiden. Die Trocknungskurve verläuft annähernd linear, was für diesen Fall ideal ist.

Die für die Niedrigenergietrocknung verringerte Luftmenge vom Ofen zum Trockner verbleibt im Ofen und kann dort, durch Änderung der Brennertechnik auf sogenannte Reingasbrenner, als vorgewärmte Verbrennungsluft genutzt werden. Bei dieser Art der Brenner wird die heiße Luft aus der Brennzone nicht zum Trockner geleitet, sondern verbleibt im Ofen und wird dort direkt als Verbrennungsluft genutzt. Die Luft liegt dann mit Temperaturen von 700 bis 800°C vor und kann damit erheblich zur Verminderung des Energiebedarfs und somit zur Energieeffizienz des Tunnelofenprozesses beitragen. Der Einfluss der Energieeinsparung wurde in einem vom BMWK über den Projektträger Jülich finanzierten Forschungsvorhaben „Zie-Ver“ mit der Projektnummer 03ET1511A-D nachgewiesen.

10. Plan zum Ergebnistransfer in die Wirtschaft

10.1 Spezifische Transfermaßnahmen während der Laufzeit

Maßnahme	Ziel	Ort/Rahmen	Datum/Zeitraum
– Vorstellung des Projektes und Diskussion der Arbeiten – Präsentation der Ergebnisse und Diskussion	Fortlaufende Diskussion im PA	Sitzungen der Forschungsgemeinschaft Ziegelindustrie PA-Ausschusssitzungen	13.11.2019 28.10.2020 03.11.2021
Präsentation der Ergebnisse und	Weiterbildung von Mitarbeitern aus der Ziegelindustrie, insbesondere KMU´s	Vortrag im Rahmen des IZF-Seminars mit den Ergebnissen des Projektes	21.-22.09. 2021 13.-14.09. 2022
– Vorstellung erster Ergebnisse – Präsentation von Ergebnissen / Bericht Tagungsband	Weiterbildung und Erfahrungsaustausch	CMM-Tagung Ettlingen (CMM/KIT)	Okt. 2019
– Vorstellung von Ergebnisse –		Ceramitec München Leitmesse der keramischen Industrie	21.-24.06.2022

10.2 Spezifische Transfermaßnahmen nach Abschluss des Vorhabens

Maßnahme	Ziel	Ort/Rahmen	Datum/Zeitraum
Ergebnistransfer in die Wirtschaft	Zusammenfassende Darstellung der Ergebnisse durch die Forschungsgemeinschaft Ziegelindustrie	Internetseiten des Instituts für Ziegelforschung Essen e.V.	Dezember 2022
Präsentation der Ergebnisse und	Weiterbildung von Mitarbeitern aus der Ziegelindustrie, insbesondere KMU´s	Vortrag im Rahmen des Würzburger Ziegellehrgangs	Dez 2023
Präsentation der Forschungsergebnisse und deren Umsetzungsmöglichkeiten	Weiterbildung von Mitarbeitern der Keramik-Anlagenbauer (FOKA)	Mitgliederversammlung der FOKA	Mai 2023

Mit den oben dargestellten Transfermaßnahmen ist sichergestellt, dass insbesondere die KMU über die Forschungsergebnisse informiert werden und diese entsprechend umsetzen können.

11. Schlussbemerkungen

11.1 Notwendigkeit und Angemessenheit der Förderung

Die geleistete Arbeit entspricht dem Ziel des begutachteten und bewilligten Antrages und war daher für die Durchführung des Vorhabens notwendig und angemessen. Die Personalausgaben entsprechen dem Fortgang der Arbeiten und den Personaleinsatzzeiten. Die Pauschale für „Sonstige Ausgaben“ wurde den tatsachlichen Ausgaben für das Projekt entsprechend in Anspruch genommen. Die beantragten Zuwendungen wurden wie folgt verwendet:

Personalausgaben über die gesamte Projektlaufzeit

HPA A = 16,9 MM

11.2. Wirtschaftlicher Nutzen für kmU

Das Forschungsvorhaben hat gezeigt, dass die Niedrigenergietrocknung auch bei einem Durchlauftrockner anwendbar ist. Die Trocknung mit zunächst niedriger Temperatur z.B. aus Niedrigtemperaturabwärme im Werk und anschließender Endtrocknung, ebenfalls mit Abwärme, führt zu einer Energieeinsparung im Trocknungsprozess. Große Luftmengen und größerer elektrischer Energiebedarf durch mehr Ventilatorleistung kann durch den Einsatz von Pralltrocknung vermieden werden, da durch Veränderung der Abblasung der zu trocknenden Rohlinge der Wärme- und Stoffübergang verbessert wird.

In 2019 wurden in Deutschland 7,350 Mio. m³ Mauerziegel und rd. 600 Mio. Stück Dachziegel produziert. Dabei wird von einer CO_2 Emission von ca. 1,74 Mio. t pro Jahr ausgegangen. Bei einer 10 % igen Energieeinsparung, unterstützt durch die Niedrigenergietrocknung, entspricht das einer Reduktion von 174.000 t_{CO2}/Jahr. Die Auswirkungen, neben dem Energieeinspar- und CO_2-Reduktionpotential, auf die Verbesserung der Produktqualität und die Verringerung der Trockenbruchquote sind nicht abschätzbar, werden aber deutlich erkennbar sein.

Die wirtschaftliche Bedeutung des Projektes ist hoch. Da Ziegler überwiegend den kleinen und mittleren Unternehmen zuzurechnen sind, sind diese im Allgemeinen nicht allein in der Lage, Forschungs- und Entwicklungsarbeiten, wie das hier durchgeführte Forschungsvorhaben durchzuführen. Ihnen kommt der Großteil des Nutzens dieses Forschungsprojektes zu. Das vorgestellte Projekt betrifft alle Produktarten der Ziegelindustrie. Mehr als 150 KMU-Betriebe werden daher gleichermaßen entweder direkt oder auf dem Umweg über die in der Ziegelbranche tätigen Anlagenbauer von den Ergebnissen dieses Projektes profitieren. Aufgrund des zu erwartenden Nutzens und der Vorteile für die Trocknerführung ist zu erwarten, dass ein weiteres Projekt durchgeführt wird, um die noch vorhandenen Probleme zu beheben.

11.3 Einschätzung zur Realisierbarkeit des vorgeschlagenen und aktualisierten Transferkonzepts

Die Maßnahmen zum Ergebnistransfer wurden im Wesentlichen wie geplant umgesetzt. Die regelmäßige Berichterstattung im projektbegleitenden Ausschuss sowie in der Forschungsgemeinschaft der Ziegelindustrie gewährleistet einen direkten Wissenstransfer. In der Forschungsgemeinschaft der Ziegelindustrie sind praktisch alle deutschen Ziegelunternehmen mit technischen Leitungspersonen vertreten. Des Weiteren ist die Forschungsgemeinschaft der Keramik-Anlagenbauer Mitglied im IZF und wird durch ihre Sitzungen ebenfalls über Ergebnisse aus Forschungsvorhaben informiert, so dass die Ergebnisse nicht nur die Ziegler als Anwender erreichen, sondern auch die für die Umbauten notwendigen Anlagenbauer.

Durch die darüber hinaus geplanten Veröffentlichungen findet der Wissenstransfer auch an interessierte Kreise statt. Dabei werden Printmedien und elektronische Medien eingesetzt. Die geplanten Transfermaßnahmen haben sich in der Vergangenheit gut bewährt und werden fortgeführt. Die nach Abschluss des Forschungsprojektes geplanten Maßnahmen werden als gut realisierbar eingeschätzt.

Es ist davon auszugehen, dass etwa 80 % der deutschen und 40 % der europäischen Ziegler durch die Transfermaßnahmen erreicht werden und somit Kenntnis über die erzielten Forschungsergebnisse erlangen. Alle Ziegelhersteller sind von der notwendigen Ressourceneffizienz betroffen. Die Senkung des spezifischen Energiebedarfs

zur Trocknung als abgeleitetes Ziel des Forschungsvorhabens ist ein wirtschaftlich positiver Effekt.

Bereits im Antrag wurde ein mögliches Konzept zur Realisierung der Niedrigenergietrocknung bei Durchlauftrocknern angedacht. Dieses gilt es nun in Praxi zu realisieren.

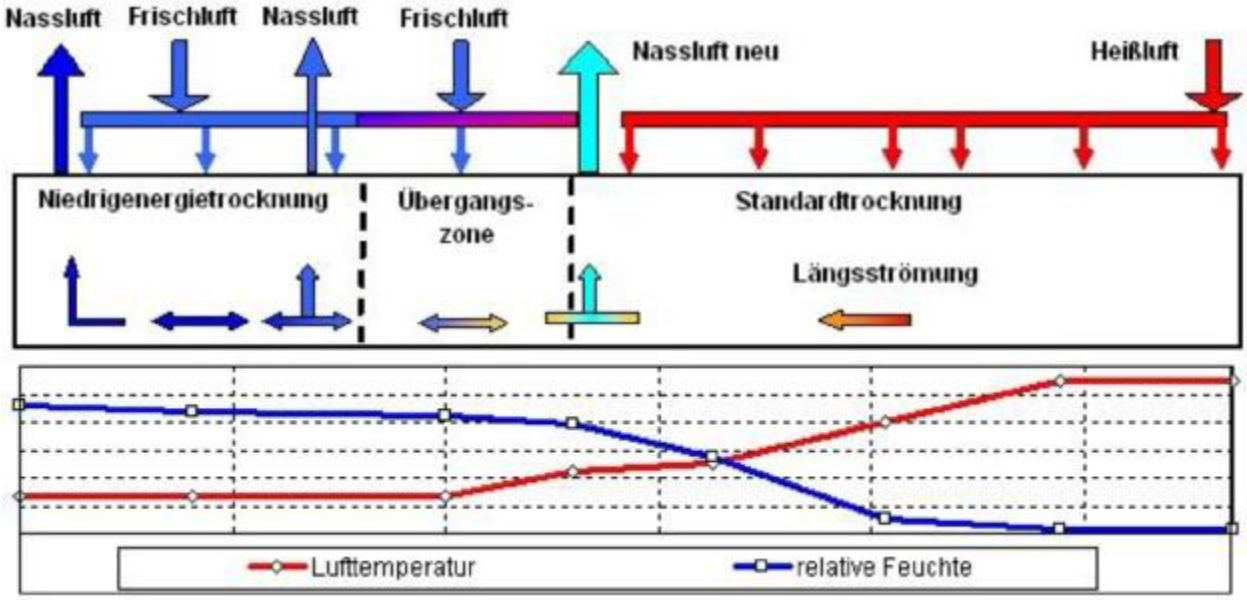

Abb. 21. Mögliche Gestaltung eines Niedrigenergiedurchlauftrockners.

Die richtige Auslegung der Übergangszone ist von großer Wichtigkeit für den Erfolg des Niedrigenergiedurchlauftrockners. Ohne die Einrichtung einer Übergangszone würde die Endtrocknung verzögert werden. Ein zu schnelles Erwärmen der Ziegel kann wiederum zu unzulässig großen Aufheizspannungen führen, so dass in der nachfolgenden Endtrocknung Risse und Verkrümmungen auftreten können. Obwohl es ca. 10 % der Gesamttrocknungszeit dauert, bis die Trocknerwagen die Übergangszone durchlaufen haben, ist der Weg für die verfahrenstechnische Umsetzung nur kurz.

Sieht man zunächst von einem Neubau eines Trockners ab, bei dem die Pralltrocknung realisiert werden könnte, so sind auch Umbauten an vorhandenen Anlagen möglich.

Durch den Umbau eines Durchlauftrockners ist nur ein kleiner Luftstrom notwendig, um die Endtrocknung durchzuführen. Die Trocknerzuluft kann bis zur temperaturabhängigen Wasserdampfsättigung mit Wasser beladen werden. Während 10°C warme Luft mit 65% relativer Feuchte 1,3 g Wasser pro kg trockene Luft aufnehmen kann, sind dies bei 30°C bereits 6g pro kg trockene Luft und bei auf 100°C erwärmter Luft 28g möglich. Unter Voraussetzung einer konstanten Trocknungsgeschwindigkeit muss die Wasseraufnahmefähigkeit der Luft konstant bleiben. Daher sind bei höheren Lufttemperaturen geringere Luftströme notwendig. Aus dem jetzt bestehenden

Ofen-Trockner-Verbund werden daher nur noch geringe Mengen an Warmluft benötigt, wie sie z.B. aus der unteren Absaugung des Tunnelofens aus der Endkühlung zur Verfügung stehen.

Der thermische Gesamtenergiebedarf kann nur dann drastisch reduziert werden, wenn die Verbundluft reduziert wird. Es ist daher auch erforderlich den Tunnelofen so umzurüsten, dass der Ofen mit stark verminderter Kühlluftauskopplung betrieben wird. Dies wird möglich, wenn die Brennzone mit sogenannten Reingasbrennern bestückt wird. Die Heißluft der oberen Absaugung wird dann als bis zu 800°C vorgewärmte Verbrennungsluft genutzt, ohne aufwändig isolierte Rohrleitung verlegen zu müssen, oder Ventile und andere Aggregate zu ändern (Forschungsvorhaben: Energieeffizienzsteigerung in der Ziegelindustrie durch Entwicklung und Einsatz eines neuen Verbrennungskonzeptes durch Nutzung von interner heißer Kühlluft; Förderkennzeichen: 03ET1511A).

Für die Niedrigenergietrocknung im ersten Trocknungsabschnitt wird Abwärme des Ofens aus der Ofenhalle genutzt, die im Schnitt mit 30°C vorliegt, so dass auf diese Weise eine konstante Niedrigenergie zur Verfügung steht, ohne „wetterabhängig“ zu sein.

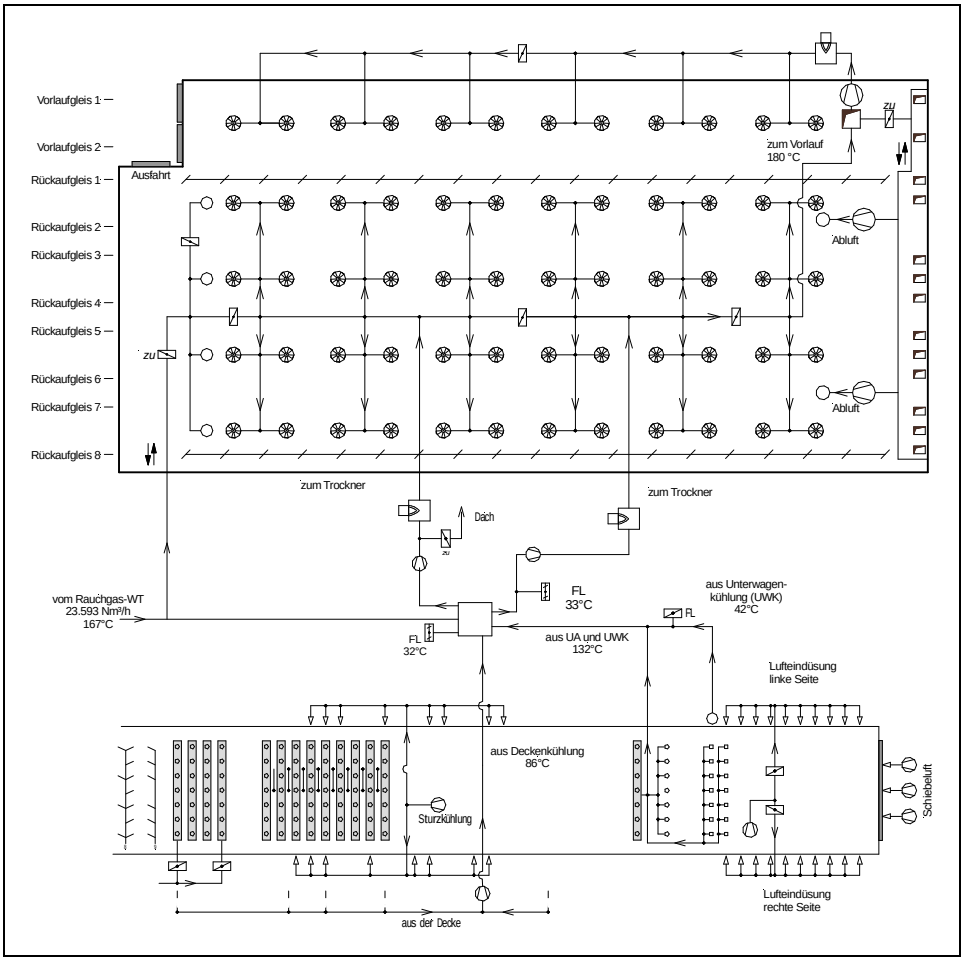

Abb. 22.: realer Ofen-Trockner-Verbund

In Abbildung 22 ist ein real existierender Ofen-Trockner-Verbund gezeigt. Sämtliche vom Ofen abgesaugten Luftmengen werden vereint und mit Frischluft gemischt, bevor sie dem Trockner zugeführt werden. Der Trockner besitzt 2 Vorlaufgleise, die separat mit der Unterstützung eines Brenners beheizt werden. 95 % der sogenannten Verbundluft werden in den Rücklaufgleisen genutzt. Da im Falle der Niedrigenergietrocknung deutlich längere Trockenzeiten im ersten Trocknungsabschnitt benötigt werden, wird die Schubrichtung im Trockner umgekehrt, was im Vergleich zum Neubau, vergleichsweise einfach zu bewerkstelligen ist. Die „Beheizung“ dieses Vorlaufs würde dann mit der Niedrigtemperaturabwärme, die zwangsläufig entsteht und Frischluft aus der Halle durchgeführt. Die obere Absaugung mit den hohen Temperaturen wird abgetrennt, diese Luft wird im Ofen als vorgewärmte Verbrennungsluft genutzt. Die Endtrocknung wird dann in den beiden Rücklaufgleisen durchgeführt. Die Beheizung dieser Gleise geschieht mit Abwärme aus der unteren Absaugung und der Warmluft vom Rauchgaswärmetauscher, wie in Abbildung 23 skizziert wird.

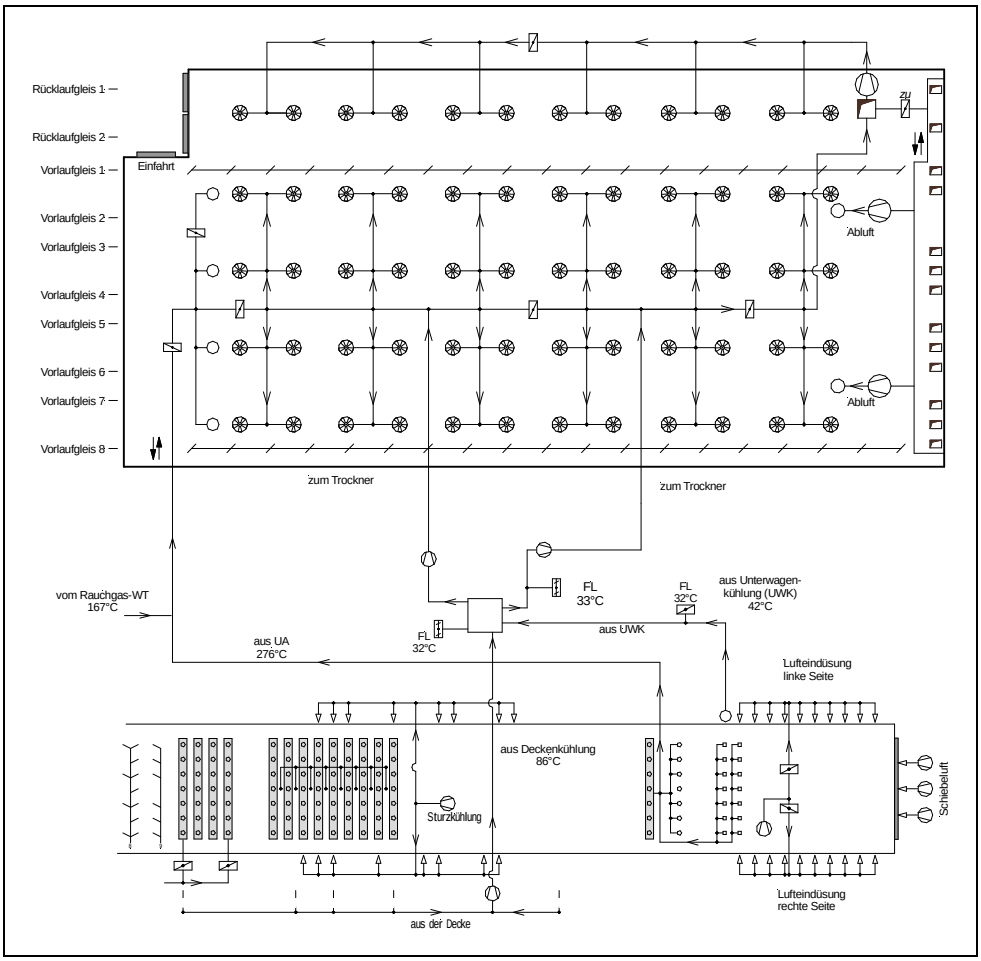

Abb. 23.: möglicher Umbau eines bestehenden Trockners im Ofen-Trockner-Verbund

Durch den Umbau dieses „Beispieltrockners“ fallen zunächst die Zusatzbrenner im Verbund weg, die heute ca. 1,6 MW benötigen. Geht man von einem 11-monatigen Betrieb aus, so bedeutet dies allein eine CO_2-Reduktion von ca.2.000 t_{CO_2}/a.

Aufgrund der vorliegen Daten aus diesem Ziegelwerk beträgt die Heißlufttemperatur der oberen Absaugung zwischen 550°C und 600°C. Wie der nachfolgenden Abbildung 24 zu entnehmen ist, bedeutet dies, bei Nutzung als vorgewärmte Verbrennungsluft, zwischen 25 und 30% Energieeinsparung am Ofen (siehe Abbildung 24). Bei einem Energiebedarf (basierend auf Messungen) von 7,76 GJ/h und 11 Monate Produktion im Jahr, eine weitere CO_2-Reduction von ca. 3.540 t_{CO_2}/a.

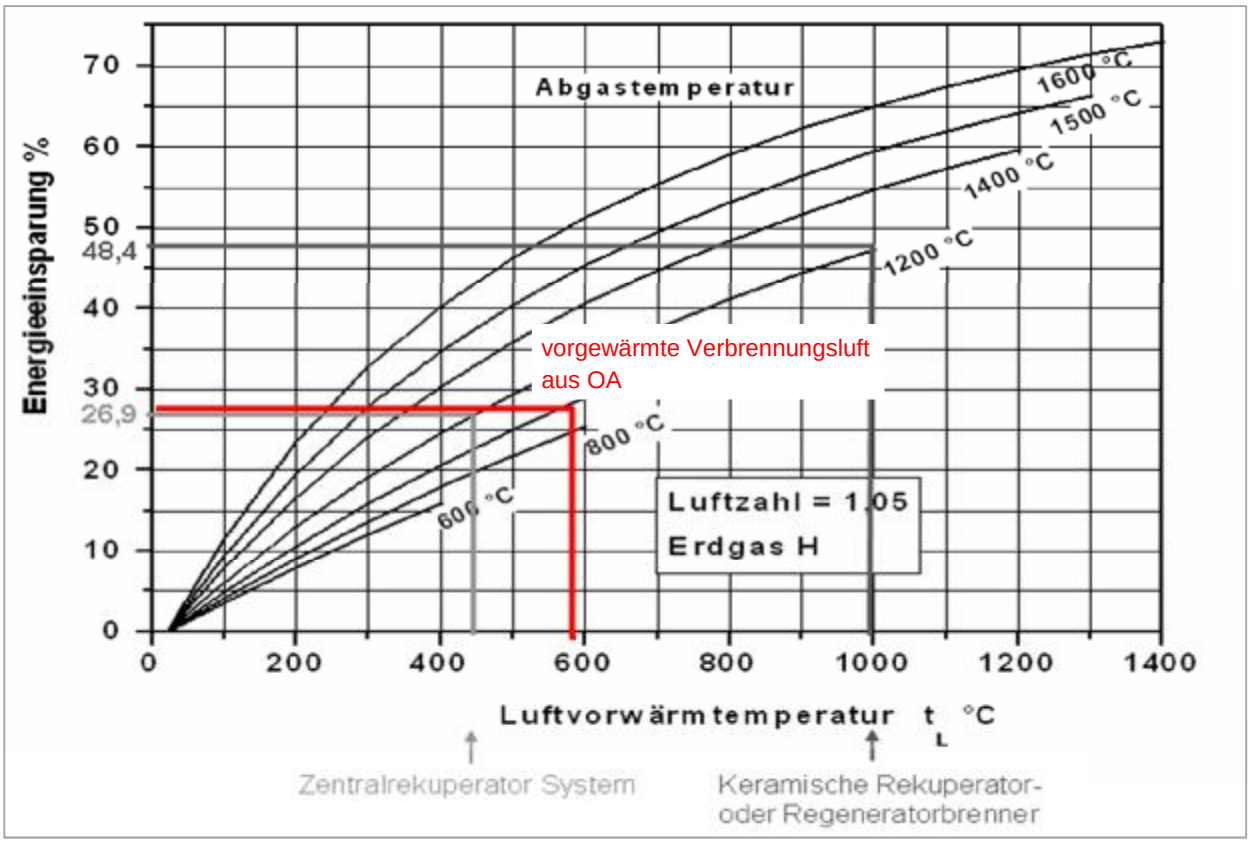

Abb. 24.: mögliche Energieeinsparung durch vorgewärmte Verbrennungsluft

In Summe könnten somit, durch die Umstellung der Trocknung auf eine Niedrigenergietrocknung in Kombination mit einer Umgestaltung des Gesamtprozesses, die CO_2-Emissionen um über 5.000 t_{CO_2} pro Jahr vermindert werden.

Die Simulation der Niedrigenergietrocknung ergibt zudem einen Energiebedarf für die Trocknung von lediglich 2.800 kJ/kg_{H_2O}.

Im Vorliegenden Fall wurde beispielhaft die Situation in einem Ziegelwerk betrachtet, das Hintermauerziegel herstellt. Die Ergebnisse sind ebenfalls auf anderen Produktzweige der Grobkeramik oder bei Herstellern weiterer keramischer Produkte zu übertragen, wobei nicht in jedem Fall der Umbau eines bestehenden Trockners möglich ist.

12. Literatur

Ackermann, Ch., Gauglitz, R., Hennike, H.W. (1964) Das Bourry-Diagramm und die Trockenschwindung trocken verpresster Massen. IX. Int. Keram. Kongr. Brüssel 1964, S. 115-123

Baille, W., Tripathy, S., Schanz, T. (2014) Effective Stress in Clays of Various Mineralogy, Vadose Zone Journal, 13 (5), doi:10.2136/vzj2013.06.0112

Code Bright (2009) DIT-UPC. CODE BRIGHT user's guide. Universitat Politecnica de Catalunya, Barcelona, Spain

Herdt, K.-H., Bergholz, A. (1965) Temperatur- und Schwindungsverhalten trocknender keramischer Mas-sen und Tone. Silikattechnik 16, S. 375-379

Itaya, Y, Mori, S., Hasatani, M. (1999) Effect of intermittent heating on drying-induced strain-stress of molded clay. Drying Technology 17, S. 1261-1271

Junge, K. (2007) Zeit- und Energieoptimierung der Trocknung von Ziegelrohlingen unter besonderer Berücksichtigung des zweiten Trocknungsabschnittes; Forschungsvorhaben 14119 N, Institut für Ziegelforschung Essen e.V.

Junge, K., Tretau, A., Specht, E. (2008) Trocknung von Ziegelrohlingen - Stoffliche Grundlagen, Kinetik und Energetik; Zi-Jahrbuch 2008, Bauverlag GmbH Berlin, S. 28-71

Junge, K., Tretau, A., Jung, D. (2010) Einfluss der inneren Oberfläche trocknender keramischer Rohlinge auf deren feuchteabhängige Zugfestigkeit, Zi Jahrbuch 2010, Seiten 18-30, Bauverlag BV GmbH, Gütersloh

Katekawa, M. E., Silva, M. A. (2006) A Review of Drying Model Including Shrinkage Effects. Drying Technology 24 (1), S. 5-20

Khaledi, K., Mahmoudi, E., Datcheva, M., König, D., Schanz, T. (2015) Sensitivity analysis and parameter identification of a time dependent constitutive model for rock salt, Journal of Computational and Applied Mathematics,

Kießl, K. (1983) Kapillarer und dampfförmiger Feuchtetransport in mehrschichtigen-Bauteilen. Dissertation Universität Gesamthochschule Essen

Kneule, F. (1959) Das Trocknen. Verlag Sauerländer Aarau

Krischer, O., Kast, W. (1978) Die wissenschaftlichen Grundlagen der Trocknungstechnik. Springer Verlag Berlin Heidelberg New York, 3. Auflage

Krus, M. (1995) Feuchtetransport- und Speicherkoeffizienten poröser mineralischer Baustoffe. Theoretische Grundlagen und neue Messtechniken. Dissertation TH-Darmstadt

Manegold, E. (1955) Kapillarsysteme Band 1. Straßenbau, Chemie und Technik; Verlagsgesellschaft Heidelberg

Mersmann, A. (1986) Stoffübertragung. Springer Verlag Berlin, Heidelberg

Miro, S., Hartmann, D., Schanz, T. (2014) Global sensitivity analysis for subsoil parameter estimation in mechanized tunneling, Computers and Geotechnics 2014, 56, 80-88

Olivella, S., Carrera, J. Gens, A. and Alonso, E. E. (1994) Non-isothermal multiphase ow of brine and gas through saline media. Transport in porous media, 15:271- 293

Olivella, S., Carrera, J. Gens, A. and Alonso, E. E. (1996) Porosity variations in saline media caused by temperature gradients coupled to multiphase flow and dissolution/precipitation. Transport in Porous Media, 25(1):1-25

Salmang, H. (1958) Die physikalischen und chemischen Grundlagen der Keramik, 4. verbesserte Auflage, Springer Verlag Berlin

Silva, M. A. (2000) A General Model for Moving Boundary Problems - Application to Drying of Porous Media. Drying Technology 18, S. 601-624

Telljohann, U. (2004) Theoretische und experimentelle Untersuchungen der Trocknung plastisch geformter Ziegelrohlinge. Dissertation Uni Magdeburg

van Genuchten, M. Th. (1980) A closed-form equation for predicting the hydraulic conductivity of unsaturated soils. Soil Sci. Soc. Am. J. 44:892-898

AiF 14734 N (2008) Ursachen und Maßnahmen zur Vermeidung von Rissbildungen in der Frühphase der Rohlingstrocknung, Institut für Ziegelforschung

Tretau, A. (2018). Trocknungsrelevante Eigenschaften; Vortrag IZF-Seminar 2018

Pakdaman Shahri, S.A. (2019). Modellierung der schwindungsbedingten Verformungen während der Trocknung von Ziegelrohlingen; Vortrag IZF-Seminar 2019

Baille, W., Christ, F., & Schmatz, J. (2019). On the drying behaviour of different clays used for tile production. 10. CMM Tagung 2019: Material – Prozesse – Systeme.

Rahimi, A.: Energieeinsparung bei Trocknung durch ein neuartiges Trocknungskonzept, IZF-Seminar 2021

Rimpel, E: Einflüsse auf die Trocknung beim Niedrigenergiedurchlauftrockner, IZF-Seminar 2022