

**Temperatur- und Spannungsberechnungen zur Analyse und Optimierung
der Aufheiz- und Abkühlphase beim Brand von Schamottesteinen**

Von der Fakultät für Ingenieurwissenschaften, Abteilung Maschinenbau der
Universität Duisburg-Essen
zur Erlangung des akademischen Grades

DOKTOR-INGENIEUR

genehmigte Dissertation

von

Thomas Hermann Funke

aus

Leinefelde

Referent: Prof. Dr.-Ing. Wolfgang Bauer

Korreferent: Prof. Dr.-Ing. habil. Christos G. Aneziris,

TU Bergakademie Freiberg

Tag der mündlichen Prüfung: 13.12.2007

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während und im Anschluss an meine Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Angewandte Materialtechnik der Universität Duisburg-Essen.

An erster Stelle möchte ich mich bei meinem Doktorvater, Herrn Prof. Dr.-Ing. Wolfgang Bauer, für die Anregung zu dieser Arbeit, die Erörterung der vielfältigen und umfangreichen Problemstellungen, die freundliche Unterstützung und die intensiven Fachgespräche bedanken.

Weiterhin danke ich Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. Christos G. Aneziris von der TU Bergakademie Freiberg für die Bereitschaft zur Erstellung des Zweitgutachtens.

Für den Vorsitz der Prüfungskommission danke ich Herrn Prof. Dr. rer. nat. Jan-Dirk Herbell.

Herr Dr.-Ing. Fred Brunk, Dr. C. Otto Feuerfest GmbH Bochum unterstützte mich durch die Bereitstellung der Probekörper und die Ermittlung zahlreicher Stoffwerte sowie durch aufschlussreiche Gespräche zu allen keramischen Fragestellungen.

Darüber hinaus gilt mein Dank den Mitarbeitern des Fachgebietes Energieeinsatz am Institut für Angewandte Materialtechnik der Universität Duisburg-Essen für ihre vielfältige Unterstützung.

Der letzte und größte Dank geht an meine Frau Elisabeth und meine beiden Töchter Lisa-Maria und Anna-Lena für ihr Verständnis, die Unterstützung und fortwährende Motivation.

Meerbusch, im Dezember 2007

Thomas Funke

Inhaltsverzeichnis

1. Einleitung und Problemstellung.....	5
2. Stand der Technik.....	8
2.1 Schamottesteine als feuerfeste Werkstoffe.....	8
2.1.1 Basis der feuerfesten Werkstoffe.....	8
2.1.2 Grundlagen und Herstellung von Schamottesteinen.....	9
2.1.3 Veränderungen beim Brand von Schamottesteine.....	12
2.1.4 Gefüge feuerfester Steine.....	19
2.1.5 Entwicklungstendenzen für die Schamottesteine.....	21
2.2 Analyse und Optimierung des Feuerfestbrandes.....	21
2.2.1 Möglichkeiten der Analyse und Optimierung.....	21
2.2.2 Verfahrenstechnische Untersuchungen.....	22
2.2.3 Empirische Optimierung des keramischen Brennprozesses durch Versuchsprogramme.....	24
2.2.4 Schnellbrand keramischer Produkte.....	24
2.2.5 Optimale Brennkurve.....	25
2.2.6 Unterscheidung von Wärme- und Gefügespannungen.....	28
2.2.7 Wärmetechnische Aspekte im Feuerfeststein.....	30
2.3 Berechnung von Wärmespannungen.....	31
2.3.1 Analytische Berechnung.....	31
2.3.2 Numerische Berechnung.....	33
2.3.3 Anwendung der Finiten Elemente Methode auf den Brand feinkeramischer Erzeugnisse.....	35
2.3.4 Anwendung der Finiten Elemente Methode auf den Brennprozess feuerfester Werkstoffe.....	37
3. Wärmetechnische Betrachtung des Brennprozesses.....	39
3.1 Stoffwerte für die Berechnung der Wärmespannungen.....	39
3.2 Randbedingungen.....	45
3.2.1 Unterlage des Brenngutes.....	45
3.2.2 Brennkurven von Schamottesteinen.....	46
3.2.3 Wärmeübergangskoeffizient.....	47
3.3 Präzisierung der Aufgabenstellung.....	50
4. Entwicklung des Simulationsmodells.....	53

4.1 Grundidee der FEM.....	53
4.2 Software.....	54
4.3 Modellentwicklung.....	54
4.3.1 Ablauf der Berechnung.....	54
4.3.2 Modellgeometrie.....	56
4.3.3 Definition des Elementtyps.....	57
4.3.4 Vernetzung des Geometriemodells.....	58
4.3.5 Eingabe der Stoffwerte.....	59
4.3.6 Lösungsabschnitt (solution).....	61
4.4 Auswertung der Daten.....	66
4.4.1 Zielgrößen der Auswertung.....	66
4.4.2 Festigkeitshypothese und Vergleichsspannung.....	67
4.4.3 Datenexport.....	67
4.4.4 Vergleich zwischen Zugspannung und Zugfestigkeit.....	69
4.4.5 Lage der Spannungen.....	69
4.5 Parameterstudien zur Bewertung des Einflusses der Stoffwerte.....	69
5. Ermittlung der Kennwerte für die ungebrannten und gebrannten Materialien...	73
5.1 Charakterisierung der untersuchten Modellversätze.....	73
5.2 Probekörperherstellung.....	74
5.3 Thermoanalytische Untersuchungen.....	76
5.3.1 Thermoanalyse des ungebrannten tonerdreichen Schamottesteins	76
5.3.2 Thermoanalyse des gebrannten tonerdreichen Schamottesteins...	79
5.3.3 Thermoanalyse des ungebrannten sauren Schamottesteins.....	80
5.3.4 Thermoanalyse des gebrannten sauren Schamottesteins.....	83
5.4 Erforderliche Stoffwerte.....	84
5.4.1 Stoffwerte für die Berechnung der Temperaturfelder.....	84
5.4.2 Stoffwerte für die Berechnung der Spannungsfelder.....	95
5.4.3 Heißbiegefestigkeit.....	103
6. Anwendung des Modells.....	106
6.1 Brand des tonerdreichen Schamottesteines.....	106
6.1.1 Temperaturverlauf im Stein während des Brandes.....	106

6.1.2	Temperaturdifferenz im Stein während des Brandes.....	108
6.1.3	Maximale Zugspannung im Stein während des Brandes.....	108
6.1.4	Lage der maximalen Zugspannungen im Stein.....	112
6.2	Brand des sauren Schamottesteines.....	114
6.2.1	Temperaturverlauf im Stein während des Brandes.....	115
6.2.2	Temperaturdifferenz im Stein während des Brandes.....	117
6.2.3	Maximale Zugspannung im Stein während des Brandes.....	117
6.2.4	Lage der maximalen Zugspannungen im Stein.....	120
7.	Verifizierung der Modellergebnisse durch Brennversuche im Laborofen....	122
8.	Variation der Anordnung des Steines auf der Setzplatte.....	128
8.1	Tonerreicher Schamottestein mit dem Format NF2.....	128
8.2	Saurer Schamottestein mit dem Format NF2.....	131
8.3	Tonerreicher Schamottestein mit dem Format P10.....	135
9.	Variation der Dicke der Setzplatte.....	139
9.1	Tonerreicher Schamottestein mit dem Format NF2.....	139
9.2	Saurer Schamottestein mit dem Format NF2.....	144
10.	Variation des Steinformates.....	147
11.	Vorschlag für eine optimierte Brennkurve.....	151
12.	Zusammenfassung und Ausblick.....	153
13.	Literaturverzeichnis.....	156

1. Einleitung und Problemstellung

Wärmeprozesse dominieren im Industriesektor den Energieverbrauch [1]. Rund 40 % des industriellen Endenergieverbrauchs der Bundesrepublik Deutschland oder ca. 950 PJ werden in Industrieöfen umgesetzt, wobei die Industrieöfen der Grundstoffindustrie, zu der die Feuerfestindustrie gehört, die Hauptverbraucher sind [2]. Um die vorhandenen Ressourcen an Energieträgern effektiv zu nutzen und die Umwelt so gering wie möglich zu belasten, werden seit vielen Jahren zahlreiche Untersuchungen zur rationellen Energienutzung an Industrieöfen durchgeführt [3].

Neben der Energieeinsparung steht aus wirtschaftlichen Gesichtspunkten die kostengünstigere und reibungslose Produktion von qualitativ hochwertigen Erzeugnissen im Vordergrund sowie die Flexibilität auf sich wandelnde Kundenwünsche. Um diesen wirtschaftlichen Anforderungen gerecht zu werden und der Abnahme der mengenmäßigen Gesamtproduktion an feuerfesten Steinen, die durch die Verringerung des spezifischen Feuerfestverbrauches in der Abnehmerindustrie und durch die Neuentwicklung von ungeformten feuerfesten Produkten sowie ihrer Einsatztechniken (z. B. frei fließende Gießmassen) verursacht wurde [4], in Zukunft besser entgegenzutreten zu können, sind die Hersteller zur Analyse und Optimierung ihres Produktionsprozesses gezwungen.

Bei der Herstellung feuerfester Steine ist vor allem der Brand sehr kostenintensiv und gehört neben den Rohstoff- und den Personalkosten zu den Hauptkostenfaktoren. Der Brand feuerfester Steine erfolgt derzeit nahezu ausschließlich als Stapelbrand, überwiegend in gas- und ölbeheizten Tunnelöfen, Herdwagen- und Haubenöfen. Die Prozessführung der Brennöfen richtet sich dabei nach den wärmetechnisch am ungünstigsten im Stapel positionierten Steinen. Die Gesamtbrennzeit feuerfester Steine, die aus Aufheizphase, Haltezeit bei maximaler Brenntemperatur und Abkühlphase besteht, beträgt deshalb, je nach Brenngut, zwischen 3 Tagen und mehreren Wochen [5]. Die Tafel 1 zeigt die Brenntemperaturen und den Energiebedarf beim Brand einiger feuerfester Steine [5].

Steinsorte	Brenntemperaturen in °C	Energiebedarf in kJ/kg
Schamottesteine	1250 – 1500	ca. 3500
Silikasteine	1420 – 1500	ca. 9000
aluminareiche Steine	1500 – 1800	< 1600 °C ca. 6000
magnesiahaltige Steine	1500 – 1800	< 1800 °C ca. 10000

Tafel 1: Brenntemperaturen feuerfester Steine und Energiebedarf [5]

Durch die Verkürzung der Brennzeiten ist es möglich, die Produktionskosten zu senken und die Flexibilität, sowohl hinsichtlich des Sortiments als auch möglicher Produktionsschwankungen und -änderungen, zu erhöhen.

Im Bereich dünnwandiger keramischer Erzeugnisse, z. B. Porzellan oder Fliesen, hat dies zur Einführung des Schnellbrandes geführt, der durch Brenn-öfen mit optimalen Wärmeübergangsbedingungen an das Brenngut (Einlagenbrand) und dadurch deutlich kürzere Brennzeiten gekennzeichnet ist [6], [7], [8], [9], [10], [11], [12], [13]. Hohe Flexibilität und wirtschaftlich effektives Brennen sind damit gewährleistet [14], [15].

Entscheidend für den Brand ist die Einhaltung der Qualität, gekennzeichnet durch Rissfreiheit, Maß- und Formhaltigkeit sowie Ausbildung des geforderten Gefüges und der hierdurch bedingten Materialeigenschaften. Damit sind der Verkürzung der Brennzeiten jedoch Grenzen gesetzt.

Für die Ausbildung des charakteristischen Gefüges eines feuerfesten Werkstoffes ist eine ausreichend hohe Brenntemperatur und Haltezeit bei dieser Temperatur erforderlich [16]. Weiterhin können beim Brand feuerfester Werkstoffe eine ganze Reihe von Vorgängen im Material ablaufen, z. B. Austreiben von Wasser und Bindemitteln, Modifikationswechsel, Bildung neuer mineralogischer Phasen, Zersetzung von Verbindungen und Ausbildung von neuen Bindephasen, Kristallisation u. ä. [4]. Dabei ändert sich das Gefüge und somit ändern sich auch die Eigenschaften des Materials. Aus der Feinkeramik, der Herstellung von Fliesen oder Hochlochziegeln ist jedoch bekannt und vielfach bewiesen, dass auch der Schnellbrand ausreichend ist für die geforderte qualitätsgerechte Ausbildung des Gefüges.

Begrenzend für die Verkürzung der Brennzeit sind dagegen die in der Aufheizphase und in der Abkühlphase im Brenngut entstehenden Temperaturdifferenzen [16]. Diese Temperaturdifferenzen sind neben stoffspezifischen Volumenänderungen, z. B. bei Modifikationswechseln, die wichtigste Ursache für thermomechanische Spannungen im Brenngut. Überschreiten diese sogenannten Wärmespannungen [17] die entsprechenden temperaturabhängigen Festigkeiten der Grünkörper in der Aufheizphase bzw. der gebrannten Materialien in der Abkühlphase, kommt es zu Rissbildungen (Aufheizrisse, Kühlrisse) bzw. zur Zerstörung des Brenngutes.

Durch die größeren Abmaße der Feuerfesterzeugnisse im Vergleich zu den dünnwandigen Erzeugnissen aus der Feinkeramik (Porzellan) oder Fliesen steigt die Bedeutung der wärmetechnischen Aspekte beim Brand. In der Praxis findet man deshalb häufig extrem lange Brennzeiten, um Schäden (Verzug, Risse bzw. Zerstörungen) durch zu große Temperaturdifferenzen und den daraus resultierenden Spannungen sicher zu vermeiden. Um die Brennzeiten der feuerfesten Werkstoffe unter Einhaltung der Produktqualität verkürzen zu können und somit die Wirtschaftlichkeit und Flexibilität des Brennprozesses zu erhöhen, sind Kenntnisse der thermisch induzierten Spannungen in der Aufheiz- und der Abkühlphase eine wichtige Voraussetzung.

Als Beitrag zur Analyse des Brennprozesses feuerfester Werkstoffe im Hinblick auf kürzere Brennzeiten soll deshalb im Rahmen dieser Arbeit auf der Basis der Methode der Finiten Elemente (FEM) ein Simulationsmodell zur Ermittlung der Temperatur- und Spannungsfelder in der Aufheiz- und Abkühlphase erstellt werden. Für die grundlegenden Untersuchungen wird dabei ein Einzelstein des Stapels unter Berücksichtigung der Unterlage betrachtet.

Zur Prüfung der neuen Methodik soll dieses Modell anschließend auf zwei typische Schamottestein-Qualitäten angewendet werden, um den derzeitigen Stand zu analysieren und Vorschläge für die Optimierung des Brennprozesses abzuleiten.

- geformte Erzeugnisse (Steine),
- ungeformte Erzeugnisse (z. B. Massen und Verfestigungsmittel),
- Funktionalprodukte (Konstruktionselemente) und
- wärmedämmende Erzeugnisse.

Der Brennprozess der geformten Erzeugnisse erfolgt stets direkt beim Feuerfesthersteller. Im Gegensatz dazu werden die ungeformten Erzeugnisse erst nach der Verarbeitung beim Anwender vor Ort gebrannt.

Entsprechend ihrer Gesamtporosität ist es üblich, die geformten Erzeugnisse in dichte (Gesamtporosität < 45 %) und poröse (Gesamtporosität ≥ 45 %) Werkstoffe einzuteilen. Für die geformten Erzeugnisse gibt es zum Teil standardisierte Steinformate (DIN 1081 und DIN 1082 bzw. ISO 5019), z. B. Rechtecksteine, Wölbsteine, Widerlagersteine. Außerdem sind die Maß- und die Formgenauigkeit, z. B. in den Stahl-Eisen-Werkstoffblättern 912 - 915 und 917 [25], [26], [27], [28], [29] oder in DIN-Normen [30], [31], als Mindestanforderungen für die verschiedenen Steine vorgegeben.

2.1.2 Grundlagen und Herstellung von Schamottesteinen

Schamottesteine zählen zu den ältesten aber nach wie vor wichtigsten feuerfesten Erzeugnissen weltweit [32], [33]. Sie werden in den verschiedensten Industriebereichen eingesetzt. Anwendungsgebiete für Schamottesteine sind z. B. der Feuerungsbau (z. B. Kesselinmauerungen), Hochöfen, Winderhitzer, Ofenanlagen der Nichteisenmetallindustrie (Aluminium-Elektrolyse), Koksöfen, die Glasindustrie (z. B. Hintermauerung und Regeneratoren) und die Zementindustrie [5], [34], [35].

Aus Sicht ihrer chemisch stofflichen Zusammensetzung bestehen Schamottesteine im wesentlichen aus den Oxidkomponenten SiO_2 und Al_2O_3 , wobei der SiO_2 -Gehalt zwischen 50 und 80 Masseprozent und der Al_2O_3 -Gehalt zwischen 10 und 45 Masseprozent liegt. Sie gehören damit zu der in Bild 1 dargestellten Gruppe der Alumosilikate.

Tafel 2 zeigt die Einteilung der Schamottesteine nach ihrem Al_2O_3 -Gehalt und ihre international genormte Kennzeichnung.

Al_2O_3 -Gehalt in %	Kennzeichnung nach	
	DIN EN 12475-1	Stahl-Eisen-Werkstoffblatt 917
$40 \leq \text{Al}_2\text{O}_3 < 45$	FC 40	A 40
$35 \leq \text{Al}_2\text{O}_3 < 40$	FC 35	A 35
$30 \leq \text{Al}_2\text{O}_3 < 35$	FC 30	A 30
$10 \leq \text{Al}_2\text{O}_3 < 30$ ($\text{SiO}_2 < 85\%$)	LF 10	A 25 / saure Schamottesteine

Tafel 2: Einteilung der Schamottesteine nach dem Al_2O_3 -Gehalt [5]

Aufgrund der beiden Hauptkomponenten können Schamottesteine in grober Näherung dem binären System SiO_2 - Al_2O_3 zugeordnet werden, welches im Bild 2 [22] dargestellt ist.

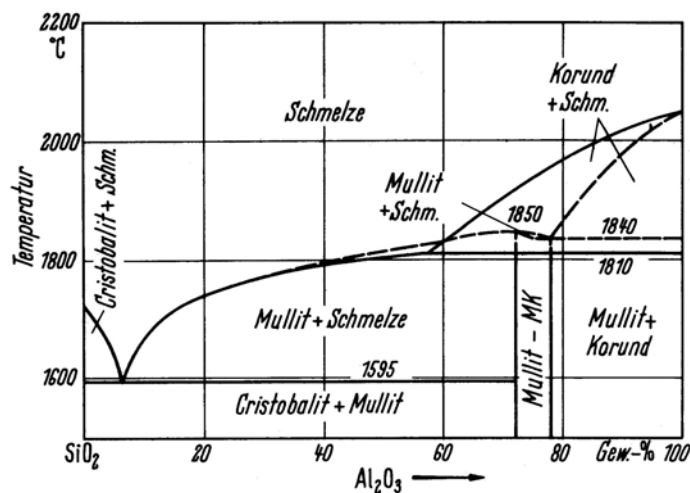


Bild 2: System SiO_2 - Al_2O_3 mit inkongruent (—) und kongruent (- - -) schmelzendem Mullit

Dieses System enthält als einzige stabile binäre Verbindung den Mullit, dessen Zusammensetzung im Bereich von 72 % Al_2O_3 ($3 \text{ Al}_2\text{O}_3 \cdot 2 \text{ SiO}_2$) bis 78 % Al_2O_3 ($2 \text{ Al}_2\text{O}_3 \cdot \text{SiO}_2$) liegt. Die Eigenschaften der Schamottesteine beruhen in starkem Maße auf den Eigenschaften des Mullits, der beim Brand der

Tonminerale oberhalb 950 °C entsteht. Wie Konopicky nachgewiesen hat, gibt es bei Schamottesteinen eine relativ enge Beziehung zwischen dem Al_2O_3 -Gehalt und dem Mullitgehalt [36]. Mit steigendem Al_2O_3 -Gehalt erhöht sich der Mullitgehalt und damit die Heißfestigkeit der Erzeugnisse [4].

Außerdem enthalten Schamottesteine noch TiO_2 , Fe_2O_3 und Alkalien in merklichen sowie CaO und MgO fast immer nur in geringen Mengen [37]. Diese Fremdkomponenten, die Nebenbestandteile der Ausgangsrohstoffe sind und als Flussmittel bezeichnet werden, können selbst in geringen Mengen die Gleichgewichtsverhältnisse im System SiO_2 - Al_2O_3 und damit die Temperatur der Beständigkeit des Mullits sowie das Auftreten der ersten Schmelze erheblich verschieben. Damit können Art und Menge der vorhandenen Flussmittel die Bedeutung des Al_2O_3 -Gehaltes für das Hochtemperaturverhalten der Schamottesteine sogar übertreffen [5], [38].

Ausgangsrohstoffe der Schamottesteine sind feuerfeste plastische Bindetone und Schamotte, ein Produkt aus gebranntem feuerfesten Ton. Eine ausführliche Zusammenstellung der verschiedenen tonmineralischen Rohstoffe ist in den Grundlagenwerken der Feuerfestkunde, z. B. bei Harders und Kienow [20], zu finden.

Die grobkeramische Herstellung der Schamottesteine gliedert sich in:

- Aufbereitung (Zerkleinerung der Ausgangsstoffe, Fraktionieren des Brechgutes, Herstellung des formbaren Gemenges durch homogenes Mischen meist mit Wasser und Bindemittel),
- Formgebung (z. B. durch hydraulisches Pressen),
- Trocknung (Austreiben des physikalisch gebundenen Wassers bei Temperaturen zwischen 80 °C und 150 °C) und
- Brand im Brennofen entsprechend der vorgegebenen Brennkurve, wobei die Ausgangsstoffe zum Fertigerzeugnis umgewandelt werden.

Angestrebt wird dabei ein Stein, der den im Einsatz auftretenden chemischen, thermischen und mechanischen Belastungen optimal angepasst ist und dabei

ein gutes Preis-Leistungs-Verhältnis aufweist. Dies wird neben der chemisch-mineralogischen Zusammensetzung, die das Verhalten des Steines gegenüber den Kontaktstoffen bestimmt, vor allem durch das Gefüge erreicht, welches wesentlich die Eigenschaften der Steine bestimmt [22].

Die Qualität der Erzeugnisse wird u. a. durch genormte Untersuchungsverfahren überprüft [5]. Die dabei ermittelten Standardeigenschaften der feuerfesten Steine sind in den Datenblätter der Feuerfestfirmen ausgewiesen. Zu den Standardeigenschaften zählen die Rohdichte und offene Porosität (DIN EN 993-1), die Kaltdruckfestigkeit (DIN EN 993-5), das Druckerweichen (DIN EN 993-8) und das Druckfließen (DIN EN 993-9), die Temperaturwechselbeständigkeit (DIN EN 993-11) und die Feuerbeständigkeit (DIN EN 993-12). Anstelle des Druckerweichens oder Druckfließens findet man in den Datenblättern der Feuerfestfirmen, z. B. in [35], häufig noch die Angabe zur Druckfeuerbeständigkeit (DIN 51064).

2.1.3 Veränderungen beim Brand von Schamottesteine

In Abhängigkeit von den Ausgangsstoffen können beim Brand der Grünkörper eine ganze Reihe von Veränderungen im Material ablaufen [4], die zur Ausbildung des Gefüges führen, z. B.

- Austreiben von Wasser, z. B. des physikalisch gebundenen Wassers im Temperaturbereich bis etwa 100 °C oder des Kristallwassers der Kaolinminerale bei ca. 500 °C - 600 °C;
- Verbrennen von organischen Bestandteilen, die in geringen Mengen in den natürlichen Rohstoffen enthalten sind oder organischer Bindemittel;
- thermische Zersetzungsreaktionen, z. B. Entwässerungsreaktionen bei Tonmineralien sowie Aluminiumhydroxiden, die durch thermische Abspaltung von OH⁻- und H⁺-Ionen erfolgen, wobei Wasserdampf entweicht;
- Festkörperreaktionen, d. h. chemische Reaktionen zwischen Stoffen im festen Zustand [22], z. B. Stoffumwandlungen wie die Mullitbildung aus Al₂O₃ und SiO₂ [20], [23], Derartige Additionsreaktionen werden auch als Trockensinterung von Mehrstoffsystemen bezeichnet [20].

- Sinterung, die mit dem Auftreten von Schmelzphasen einhergeht und deshalb als nasse Sinterung [4] oder Schmelzsinterung [20] bezeichnet wird;
- Modifikationsänderungen, die auch als Phasenumwandlungen bezeichnet werden [4], Diese Erscheinungen sind Kristallgitterstrukturwechsel und werden auch als Polymorphie bezeichnet [20]. Von besonderem Interesse ist dabei, dass diese Änderungen zu Unterschieden in der Packungsdichte der Gitterbauelemente führen können, was Dichteänderungen zur Folge hat, die äußerlich durch Volumendehnungen oder Volumenkontraktionen erkennbar sind. Wenn nur einzelne Phasenbestandteile des Gesamtgefüges derartige Modifikationsänderungen erfahren, entstehen durch diese Volumenänderungen Gefügespannungen in den feuerfesten Werkstoffen. Modifikationsänderungen können reversibel (z. B. der Übergang von der Tieftemperaturform {Bezeichnung β } in die Hochtemperaturform {Bezeichnung α } einer kristallinen Modifikation) ablaufen (Polysynгонieen), was meist schnell und spontan in einem begrenzten Temperaturbereich geschieht (z. B. Quarzprung bei ca. 573 °C). Andererseits können die Modifikationsänderungen auch irreversibel erfolgen (Polytypieen). Die sich neu bildende Modifikation ist dann auch im Temperaturbereich der Existenz der Ausgangsmodifikation beständig (z. B. Umwandlung von α -Quarz in α -Cristobalit oberhalb 1200 °C).

Die Tafel 3 zeigt exemplarisch die technisch relevanten Modifikationsänderungen der Kieselsäure (SiO_2).

Modifikationsänderungen ↔ <i>reversibel</i> → <i>irreversibel</i>	Umwandlungs- temperatur °C	Volumen- änderung %
β ↔ α-Quarz	573	0,8 – 1,3
α-Quarz → α-Cristobalit	1250	17,4
β ↔ α-Cristobalit	≈ 260	2 – 2,8
α-Quarz → α-Tridymit	≈ 870	14,4
α ↔ γ-Tridymit	117 – 163	0,5
α-Tridymit → α-Cristobalit	1470	0
α-Cristobalit → Schmelze	1713 ± 10	-
α-Tridymit → Schmelze	1670 ± 10	-
Kieselglas → α-Cristobalit	ab ≈ 1150	≈ 0

Tafel 3: Technisch relevante Modifikations- und Volumenänderungen des SiO₂
[5]

Zusätzlich zu den auftretenden Volumenänderungen (Dehnung bzw. Schwindung) ändert sich bei den verschiedenen im Brennprozess ablaufenden physikalischen und chemischen Vorgängen auch das Gefüge, was wiederum Eigenschaftsänderungen zur Folge hat.

Nach Beendigung der Aufheiz- und der Haltephase handelt es sich um gebrannte Erzeugnisse. Bei der Abkühlung kommt es ebenfalls zu Veränderungen des Gefüges, z. B. zur Rekristallisation aus der Schmelzphase und zu Modifikationsänderungen. Im Gegensatz zu den ungebrannten Körpern treten aber deutlich weniger Änderungen bzw. mit verminderter Intensität auf [4].

Die Temperaturbereiche dieser Vorgänge können mit Hilfe der Thermischen Analyse [DIN 51005] eingegrenzt werden. Hemminger und Cammenga geben in [39] einen umfassenden Überblick über die Vielzahl von Verfahren der Thermischen Analyse. Als relevante Verfahren sollen hier die Differenzthermoanalyse (DTA), die Thermogravimetrie (TG), und die Dilatometrie angesprochen werden.

Die Anwendung dieser thermoanalytischen Verfahren auf das Erhitzen und Brennen von Porzellan, Fliesen, Ziegeln sowie der verschiedenen Tone und anderer Rohstoffe wird in der Literatur „als unverzichtbares Hilfsmittel“ [40] umfassend dargestellt [41], [42], [43], [44], [45], [46], [47], [48], [49], [50], [51], [52]. Die Bereiche von Veränderungen beim Brand feuerfester Werkstoffe entsprechen dabei denen der eingesetzten Rohstoffe, z. B. der Tone oder Quarzite.

Zur Ermittlung der Wärmetönungen (exotherm / endotherm) von physikalischen und chemischen Vorgängen dient die Differenzthermoanalyse [DIN 51007]. Mit Hilfe der Thermogravimetrie [DIN 51006] können Masseänderungen einer Probe als Funktion der Temperatur und / oder Zeit ermittelt werden, z. B. bei Entwässerungsreaktionen, bei Zersetzungsreaktionen unter Abspaltung von Gasen oder bei Oxidationen. Die Durchführung erfolgt heute mit kommerziell erhältlichen automatisierten Messsystemen. Bild 3 zeigt exemplarisch die DTA und TG eines vorgetrockneten Tones.

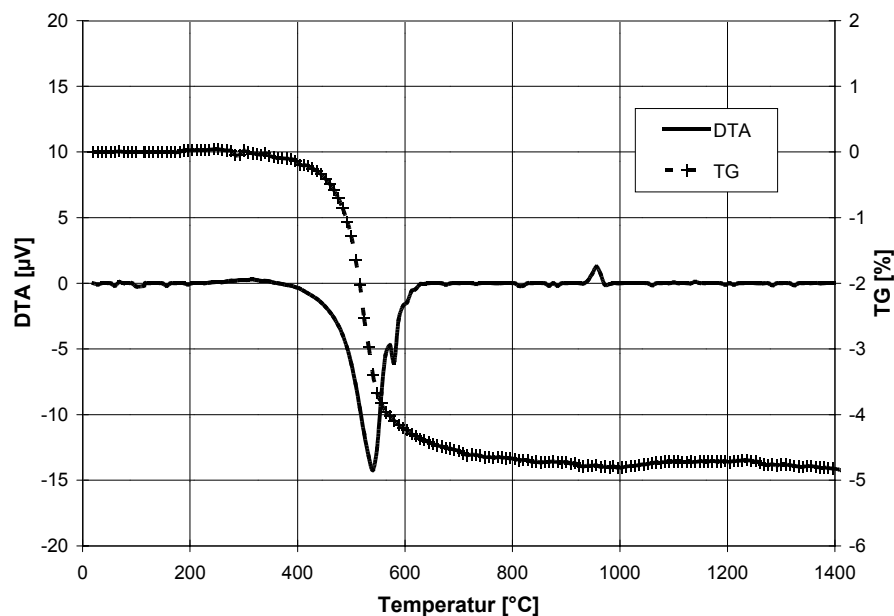


Bild 3: Differenzthermoanalyse und Thermogravimetrie eines vorgetrockneten Tones

Die Darstellung der gemessenen DTA-Kurvenverläufe (exo- und endotherme „Peaks“) kann nach zwei Empfehlungen erfolgen:

- ICTA-Empfehlung: endotherm „nach unten“, exotherm „nach oben“,
- DIN 51005: endotherm „nach oben“, exotherm „nach unten“.

Da bei der DTA als Messgröße die Differenz Proben- minus Vergleichstemperatur als positive Größe an der Ordinate nach oben aufgetragen wird, ist die Empfehlung der ICTA (International Confederation for Thermal Analysis) einsichtiger, wird in den meisten Veröffentlichungen angewandt [39] und auch in dieser Arbeit zugrunde gelegt.

Hauptinflussgrößen auf die Qualität der Messergebnisse sind dabei:

- die Aufheizgeschwindigkeit

Bei einer Erhöhung der Aufheizgeschwindigkeit werden die Peaks im allgemeinen größer, da der Substanzumsatz pro Zeiteinheit größer wird. Zusätzlich verschieben sich die Peaks zu höheren Temperaturen. Bei zu schnellem Aufheizen werden oft kleinere Reaktionen „überfahren“ bzw. von anderen Reaktionen überlagert. Übliche Aufheizgeschwindigkeiten liegen im Bereich von 1 K/min bis 20 K/min.

- die Homogenität des Temperaturfeldes im Ofen (Mindestanforderungen nach DIN 51006 und DIN 51007)
- die Bauart der Probe- und Referenztiegel, speziell die Anordnung der Thermoelemente
- die Korngröße der Substanzen

Prüfsubstanzen sollten pulverisiert sein und die gleichen Korngrößen besitzen ($< 63 \mu\text{m}$). Mit zunehmender Kornfeinheit vergrößert sich die spezifische Oberfläche der Mineralteilchen, d. h. die Reaktionen laufen schneller bzw. schon bei niedrigeren Temperaturen ab. Dagegen wird aber eine schnelle Gasdiffusion behindert, wodurch sowohl eine Verschiebung als auch ein breiterer Peak entstehen kann.

- die Probenmenge

Bei großen Probenmengen können die Entgasungs- und Zersetzungsreaktionen behindert werden und sich die Einflüsse der Wärmeleitfähigkeit (Inhomogenität des Temperaturfeldes in der Probe) bemerkbar machen. Hierbei verschwimmen die DTA-Peaks. Die optimale Probenmasse liegt im keramischen Bereich zwischen 100 mg und 500 mg.

- die Atmosphäre (Gasart und Gasdruck)

- die Auftriebs- und Strömungskräfte bei der thermogravimetrischen Untersuchung

Die Kompensation erfolgt durch eine entsprechende Auftriebskorrektur über einen so genannten Blindversuch.

Diese Zusammenhänge wurden von Lehnhäuser [53], [54], [55], [56] umfassend untersucht und diskutiert.

Mit Hilfe der Dilatometrie, der Untersuchung der thermischen Längenänderung eines Festkörpers, werden erfasst [57]:

- die thermisch induzierte Dehnung als rein physikalische Eigenschaft, deren Größe durch die Intensität der temperaturabhängigen Gitterbausteinoszillationen um Ruhepunktlagen bestimmt wird,
- die im wesentlichen vom Chemismus und Gefügebau abhängigen und damit meist stoffspezifischen vielfältigen Veränderungen der Dehnungs-Schwindungs-Eigenschaften bei der Aufheizung und / oder Abkühlung.

Eine Berechnung der thermischen Längenänderung kann für poröse heterogene Mehrphasensysteme, wie sie bei feuerfesten Werkstoffen vorliegen, nicht erfolgen, zumal immer davon auszugehen ist, dass sich die einzelnen Gefügebestandteile in ihrem Dehnungs-Schwindungs-Verhalten gegenseitig beeinflussen [4].

Zur experimentellen Bestimmung der thermischen Längenänderung fester Körper dienen mechanische oder optische Dilatometer [39], [58]. In der Praxis werden überwiegend Schubstangendilatometer in waagerechter Bauart [39] eingesetzt, die für Temperaturbereiche bis oberhalb 2000 °C mit guter Reproduzierbarkeit und hoher Messgenauigkeit kommerziell erhältlich sind.

Phasenumwandlungen mit deutlichen Volumenänderungen lassen sich an Unstetigkeiten in der Wärmedehnungskurve (Änderung der Steigung) erkennen (vgl. Bild 4).

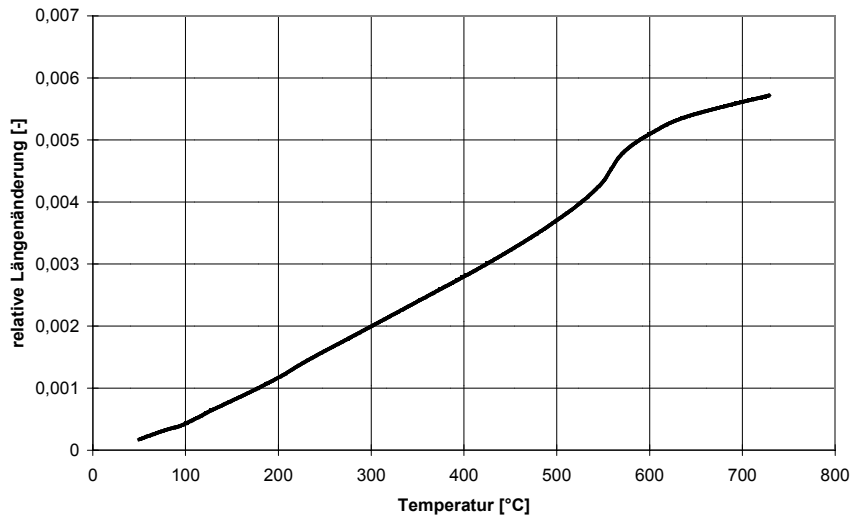


Bild 4: Relative Wärmedehnung einer Fliesenmasse

Eine weitere Möglichkeit zur Ermittlung der thermischen Längenausdehnung bietet der Haubenofen, der auch als Prüfanlage zur Bestimmung des Erweichungsverhaltens keramischer Roh- und Werkstoffe in Abhängigkeit von Temperatur und Druck als Druckerweichen [DIN 993-8] und Druckfließen [DIN 993-9] eingesetzt wird. Aufgrund der deutlich größeren Probendurchmesser von 50 mm und der senkrechten Anordnung des Messsystems ist dies speziell für ungebrannte keramische Materialien mit einer geringen Grünfestigkeit vorteilhaft. Aufbau und Messprinzip des Haubenofens werden in [59] ausführlich vorgestellt.

Aus der experimentell ermittelten Wärmedehnungskurve können zwei verschiedene Längenausdehnungskoeffizienten berechnet werden. Als Längenausdehnungskoeffizient bezeichnet man nach DIN 51045 die Größe

$$\alpha_l(T) = \frac{1}{l_0} \cdot \frac{\partial l}{\partial T} \quad (2-1)$$

Dabei ist l_0 die Länge der Probe bei einer bestimmten Referenztemperatur T_0 , üblicherweise 20 °C. Im allgemeinen wird jedoch nicht dieser differentielle sondern der mittlere Längenausdehnungskoeffizient [DIN 51045], der im Bereich der Wärmetechnik als mittlerer linearer Wärmeausdehnungskoeffizient [60] bezeichnet wird, für einen Temperaturbereich zwischen Messtemperatur T und Referenztemperatur T_0 angegeben

$$\alpha_{l,m}(T_0, T) = \frac{1}{l_0} \cdot \frac{l(T) - l(T_0)}{T - T_0} = \frac{1}{l_0} \cdot \frac{\Delta l}{\Delta T} \quad (2-2)$$

Die durch Temperatureinwirkung hervorgerufene Längenänderung (thermische Dehnung) kann auch als relative temperaturabhängige Längenänderung, bezogen auf die Ausgangslänge l_0 , angegeben werden

$$\varepsilon(T) = \frac{\Delta l}{l_0} = \alpha_{l,m}(T_0, T) \cdot \Delta T \quad (2-3)$$

Der mittlere lineare Wärmeausdehnungskoeffizient bietet für die Berechnung von Wärmedehnungen den Vorteil, dass die Länge $l(T)$ unabhängig von den Zuständen zwischen der Referenztemperatur T_0 und der aktuellen Temperatur T in einem einzigen Berechnungsschritt bestimmt werden kann [61]

$$l(T) = l_0 + l_0 \cdot \alpha_{l,m}(T_0, T) \cdot (T - T_0) \quad (2-4)$$

was beim differentiellen Längenausdehnungskoeffizient $\alpha_l(T)$ nach Gleichung (2-1) nicht möglich ist.

2.1.4 Gefüge feuerfester Steine

Durch die genannten Veränderungen beim Brand entsteht das charakteristische Gefüge des feuerfesten Werkstoffs. Unter diesem Gefüge sind die Art und Menge sowie Größe, Form, Orientierung und Verteilung der Phasen zu verstehen, aus denen der feuerfeste Werkstoff aufgebaut ist. Die drei Hauptgefügebestandteile (Bild 5 [4]) sind:

- das Gerüst Korn, welches beim Brand zumeist nicht mehr wesentlich verändert wird,
- die Bindematrix, die erst beim Brand gebildet wird und zumeist poröser als das Korn ist,
- die Poren, die in ihrer Gesamtheit grundsätzlich viele Eigenschaften bei allen feuerfesten Werkstoffen in der gleichen Richtung bestimmen [5].



Schulle unterscheidet in [4] zwischen einer makroskopischen und mikroskopischen Bewertung des Gefüges. Die makroskopische Bewertung des

Gefüges bezieht sich auf die Anordnung und Geometrie der drei Hauptgefügebestandteile. Für die praktische Werkstoffbeurteilung von Bedeutung sind dabei z. B. die Porosität (offene und geschlossene Porosität, Porengrößenverteilung), die Rohdichte und die Gasdurchlässigkeit. Die mikroskopische Bewertung charakterisiert Art, Anteil, Anordnung und Geometrie der einzelnen Phasen im Gerüst Korn und in der Bindematrix. Eine ausführlichere Behandlung der gefügeanalytischen Untersuchungsverfahren erfolgt in der Literatur, z. B. in [18], [22], [62], [63], [64], [65], [66], [67].

Neben den Brennbedingungen, d. h. Brenntemperatur und -zeit und z. T. auch der Brenn Atmosphäre [68] (für Feuerfestmaterialien, die Kohlenstoff enthalten, ist eine nicht-oxidierende Atmosphäre unerlässlich), können das Gefüge und damit die Eigenschaften des Feuerfestmaterials durch die produktionstechnischen Parameter

- Rohstoffzusammensetzung,
- Kornaufbau der Pressmasse,
- Art der Formgebung und
- Pressdruck

beeinflusst werden [69], [70].

Zum Brand von Schamottesteinen findet man zahlreiche Untersuchungen, die den Einfluss der Brenntemperatur und Haltezeit bei dieser maximalen Temperatur auf die Ausbildung des Gefüges zum Gegenstand haben, z. B. [16], [70], [71], [72], [73]. Dagegen sind die Aufheiz- und die Abkühlgeschwindigkeiten beim Brand von Schamottesteinen durch die im Brenngut entstehenden Wärmespannungen limitiert und nicht durch die Zeit für die geforderte Gefügeausbildung [16]. Untersuchungen von Routschka und Konopicky [74] für verschiedene Schamottequalitäten zeigen sogar, dass es „keine eindeutigen Unterschiede in der Gestalt der Mullitkristalle der abgeschreckten und langsam abgekühlten Proben“ gibt.

Im Bereich der Hochleistungskeramik [75] und des Hartporzellans [76] hat die Erhöhung der Abkühlgeschwindigkeit bis hin zur Sturzkühlung jedoch einen

erheblichen Einfluss auf die Festigkeit. Als Ursache wird in [75] die Änderung des mikroskopischen Eigenspannungszustandes genannt. Bei den schmelzgegossenen Metallen erfolgt die Einstellung des gewünschten Gefüges und damit von gewünschten Produkteigenschaften überwiegend durch Wärmebehandlung, z. B. das Härten. Hierbei ist die Abkühlgeschwindigkeit entscheidend für die Umwandlungsmechanismen und die Gefügeausbildung (Austenit, Perlit, Bainit, Martensit). Diese Kinetik der Umwandlung des bei hohen Temperaturen im Eisen-Kohlenstoff-System vorliegenden Austenits in andere Phasen wird durch ein Zeit-Temperatur-Umwandlungsdiagramm (ZTU-Diagramm) beschrieben [77], [78]. Dieser prägnante Einfluss der Umwandlungsgeschwindigkeit auf die Gefügeausbildung ist jedoch beim Brand der hier betrachteten Schamottesteine nicht vorhanden. Dafür kann das Gefüge zusätzlich zum Brand über die bereits genannten produktionstechnischen Parameter (Rohstoffauswahl, Versatzzusammenstellung, Formgebung) eingestellt werden.

2.1.5 Entwicklungstendenzen für die Schamottesteine

Auch in Zukunft ist mit einer weiteren Abnahme der mengenmäßige Gesamtproduktion des Massenproduktes Schamottesteine zu rechnen [4]. Durch die Zusammenarbeit von Anlagenbetreiber, Feuerfesthersteller und Anlagenbauer werden die Schamottesteine für die einzelnen Anwendungsfälle immer mehr „maßgeschneidert“ und somit zunehmend zum forschungsintensiven Spezialprodukt [69].

Um dieses Spezialprodukt kostengünstig herstellen zu können und ihre Flexibilität zu erhöhen, sind die Feuerfestfirmen zur Analyse und Optimierung des Produktionsprozesses gezwungen.

2.2 Analyse und Optimierung des Feuerfestbrandes

2.2.1 Möglichkeiten der Analyse und Optimierung

Bei der Analyse und Optimierung des keramischen Brandes gibt es verschiedene Teilbereiche und Herangehensweisen, z. B.

- verfahrenstechnische Untersuchungen;
Der zeitliche Verlauf der Brennguttemperaturen ist dabei als rohstoff-spezifische Forderung bereits vorgegeben, so dass die Durchführung des Brennprozesses als verfahrenstechnische Aufgabe anzusehen ist, deren Lösung auf konstruktivem Wege unter Beachtung des Wärmeübergangs, der Wärmespeicherung (Ofenauskleidung, Transportsystem, Brennhilfsmittel) und der Strömungsverhältnisse erfolgt [79].
- empirische Untersuchungen zur Brennkurvenoptimierung durch Versuchsbrände in Laboröfen und Übertragung der Ergebnisse auf industrielle Brennöfen;
Der Nachteil des empirischen Weges ist, dass aufgrund der Vielzahl der Einflussgrößen Jahre vergehen können, bevor befriedigende Antworten gefunden werden; außerdem werden enorme finanzielle Mittel verbraucht [80].
- Untersuchungen der Wärmespannungen im Brenngut;
Die Vorteile dieser Brennkurvenoptimierung liegen in der Kosten- und Zeitersparnis. Die Untersuchungen können erfolgen, ohne dass in den laufenden Produktionsprozess eingegriffen werden muss und Stillstand oder Schäden im Bereich der Produktion erstehen können. Diese Untersuchungen wurden erst durch den enormen Fortschritt im Bereich der Computertechnik ermöglicht.
- werkstoffkundliche Untersuchungen unter Nutzung der thermoanalytischen Verfahren [50], [81], teilweise gekoppelt mit chemisch-mineralogischen Untersuchungen [82], [83], [84], [85], [86], [87], [88].
Die werkstoffkundlichen Untersuchungen werden zusätzlich auch als Hilfsmittel und Grundlage von empirischen Untersuchungen (z. B. in [42]) und Wärmespannungsberechnungen (z. B. in [89]) genutzt.

2.2.2 Verfahrenstechnische Untersuchungen

In den letzten 30 Jahren wurden zahlreiche Untersuchungen zur Energieeinsparung, Prozessoptimierung und Schadstoffemissionsverringern an Tunnel- und Herdwagenöfen durchgeführt [90], [91], [92], [93], [94], [95], [96]. Dies betrifft insbesondere die Optimierung der Tunnelofenwagen [97], [98], [99]

und Tunnelofenwagenaufbauten [100], [101], die Zustellung der Ofenwände [91], [102], [103], [104], [105], [106], [107], [108], [109], [110] die strömungstechnische Optimierung zur Temperaturvergleichmäßigung im Brenngutstapel durch Untersuchungen zu

- den Rand-, Decken- und Querspalten [111], [112], [113];
- verschiedenen Brennertypen [114], [115], speziell zum Einsatz von Hochgeschwindigkeitsbrennern [116], [80], sowie Umwälzeinrichtungen [117].

Für die verschiedenen Untersuchungen wurden mathematische Modelle unter Berücksichtigung der konvektiven Wärmeübertragung, der Strahlungswärmeübertragung sowie der Wärmeleitung in den Stapel entwickelt [118], [119], Energiebilanzen aufgestellt [120], [121], [122] und Modellversuche durchgeführt [123], [124].

Trotz dieser vielen Untersuchungen und durchgeführten Verbesserungen an den Brennöfen bleiben die ungleichen Wärmeübergangsbedingungen für die verschieden im Stapel platzierten Brenngüter als der Hauptnachteil des Stapelbrandes bestehen.

Eine weitere Verbesserung der Wärmeübertragung an das Brenngut (äußerer Wärmeübergang) ist somit nur noch über eine Vergrößerung der direkten Wärmeübergangsfläche (Ofenatmosphäre - Brenngut) möglich. Diese führt letztendlich, speziell bei Produkten mit einer großen spezifischen Wärmeübergangsfläche und gleichzeitig geringem effektiven Wärmeleitweg (geringe Scherbenstärke), wie z. B. bei Tellern oder Fliesen, zu einer immer weitreichenderen Vereinzelung der Brenngüter bis hin zum Einlagenbrand [7], [125], [126], [127], [128].

Im Gegensatz zum äußeren Wärmeübergang werden die beim Brand auftretenden Wärmespannungen, die bei der Erwärmung und Abkühlung im Brenngut durch Temperaturdifferenzen entstehen, nicht untersucht.

2.2.3 Empirische Optimierung des keramischen Brennprozesses durch Versuchsprogramme

Die empirische Optimierung des keramischen Brennprozesses beschränkt sich nicht nur auf die verfahrens- und brenntechnischen Untersuchungen der Brennöfen. Jeschar, Röhrs, Mittler und Ferber [42], [129] führen thermische Analysen der Materialien zur Optimierung ihres Brandes durch. Anhand dieser Ergebnisse bestimmen sie durch Versuchsreihen im Laborofen optimale Brennkurven und untersuchen die Übertragbarkeit dieser Kurven auf den Brand der keramischen Produkte (Pressdachziegelmasse, Porzellanmasse, Doppelbibermasse) in Öfen halbtechnischen und industriellen Maßstabes.

Am Institut für Ziegelforschung, Essen, wurden im Rahmen von Laborversuchen empirisch optimale Brennkurven [130] von Ziegelerzeugnissen ermittelt. Es wurden zahlreiche thermoanalytische, chemisch-mineralogische sowie verfahrens- und brenntechnische Untersuchungen zur Analyse des Ziegelbrandes durchgeführt, z. B. [131], [132], [133], [79], [134], [135], [136], [137], [138], [139]. In Brennversuchen zum Einlagen-Schnellbrand an Hochlochziegeln als Durchströmungsbrand und an Dachziegeln als „Einlagenbrand umströmt“ werden „Brennzeitverkürzungen von bis zu 80 % gegenüber dem konventionellen Brand im Besatz“ erreicht [133]. Inzwischen hat die industrielle Einführung des Schnellbrandes im Bereich des Ziegelbrandes erfolgreich begonnen [7], [125], [126], [127], [128].

2.2.4 Schnellbrand keramischer Produkte

Unter Schnellbrand von keramischen Produkten werden Brennprozesse verstanden, deren Durchlaufzeiten gegenüber den bisherigen für die jeweiligen Produkte üblichen Durchlaufzeiten deutlich geringer sind. Der Begriff des Schnellbrandes ist also auf den Stand der Brenntechnik für die entsprechenden Produkte zu beziehen und kann nicht allgemein in einer absoluten Zeitangabe für den Brand ausgedrückt werden [43].

Im Bereich des Ziegelbrandes existiert der Begriff „Schnellbrand“ bereits seit 1868, als Bühler den Ventilatorzug beim Zick-Zack-Ofen einführte [7]. Heute

versteht man unter Schnellbrand die „Angleichung der Betriebsbrennkurve an die optimale Brennkurve des jeweiligen Produkts“ [14]. Voraussetzung für den Schnellbrand ist, dass alle inneren und äußeren Oberflächen des keramischen Brenngutes gleichrangig am Wärmeaustausch mit der Ofenatmosphäre teilnehmen. Diese Forderung ist für Besatzpakete, die für Schamottesteine üblich sind, nicht zu bewerkstelligen [79].

In der Feinkeramik und bei der Herstellung von Fliesen hat sich an vielen Stellen der keramische Schnellbrand bereits etabliert [6], [7], [8], [9], [10], [11], [12], [13]. Dabei wird das Brenngut, welches eine geringe Scherbenstärke besitzt, als Einzellage flächenhaft auf dem Ofenherd ausgebreitet und häufig nur in einer Schicht bzw. in mehreren Einzellagen durch den Ofen befördert [140], [141], [142]. Diese Setzweise als Einlagenbrand garantiert die geforderten optimalen Wärmeübergangsbedingungen an das Brenngut, führt damit zu erheblichen Verkürzungen der Brennzeiten und zu einer Erhöhung und Vergleichmäßigung der Produktqualität. Hohe Flexibilität und wirtschaftlich effektives Brennen sind damit gewährleistet [14], [15]. Weiterhin kann der Einlagenbrand auch zu baulichen Verkürzungen der Ofenanlagen führen. Als technische Lösungen für den Einlagenbrand werden in [22] Rollen-, Band-, Hubbalken-, Schubplatten-, Schlitten- und Luftkissenöfen genannt.

Von einem Schnellbrand entsprechend der angegebenen Voraussetzungen kann bei den feuerfesten Steinen somit bisher keine Rede sein.

2.2.5 Optimale Brennkurve

Die Forderung der Keramikindustrie nach einem immer wirtschaftlicheren (kostengünstigeren und flexibleren) Brand, der zudem noch zu einer höheren Produktqualität führen soll, zwingt zu einem immer schnelleren Brennen [14], [15]. Die frühere Keramiker-Regel zur Herstellung eines qualitativ einwandfreien Produktes: „Ein langer Brand gleicht alles aus“ ist unter diesen Gesichtspunkten nicht mehr anwendbar [143].

Um die Keramik

- schneller und zudem
- mit einer Reduzierung des Bruchanteiles
- bei gleichzeitiger Einhaltung der Qualitätsstandards

zu brennen, ist die Kenntnis der optimalen Brennkurve erforderlich [130], [144], [145], [131], [132], [133]. Nach Klinger [16] soll darunter die Brennkurve verstanden werden, die „erzeugnisspezifisch ist und den einzelnen Erzeugnissen während des Brandes Temperaturen und Zeit in der Weise zuordnet, dass ein bedarfsgerechter Scherben mit minimalem Zeitaufwand entsteht.“

Diese Brennkurve beinhaltet die Anwendung:

- der maximal möglichen Aufheizgeschwindigkeit bzw. -geschwindigkeiten,
- einer ausreichend hohen Brenntemperatur mit entsprechender Haltezeit sowie
- der maximalen Abkühlgeschwindigkeit bzw. -geschwindigkeiten.

Während der Haltephase kommt es zum Temperatenausgleich im keramischen Brenngut. Dadurch werden die Wärmespannungen, die durch Temperaturdifferenzen im Brenngut während der Aufheizphase entstanden sind, abgebaut. In der Ziegelindustrie hat sich für diesen Brennabschnitt der Begriff Ausgleichszone eingebürgert [79]. In diesem Bereich „vollzieht sich beim keramischen Brand im Verlauf von Sinterprozessen die Scherbenbildung“ [145]. Ludera und Roter [70] ermitteln anhand von Labor- und großtechnischen Versuchen den Zusammenhang zwischen maximaler Brenntemperatur und erforderlicher Haltezeit beim Brand feuerfester Materialien. Sie untersuchen dabei auch plastisch geformte Schamottesteine (40 % Rohschamotte, 10 - 11,5 % Feuchtigkeit). Die Ergebnisse bestätigen die Wichtigkeit des Temperatenausgleichs. Das Brennen bei etwas niedrigeren Temperaturen mit längeren Haltezeiten führt zu gleichen Ergebnissen wie ein schneller Brand mit möglichst hohen Temperaturen.

Noch ausführlicher untersucht Klinger [16] den Zusammenhang zwischen Haltezeit und Brenntemperatur für drei verschiedene Schamottequalitäten mit unterschiedlichem Al_2O_3 -Gehalt. Er legt ebenfalls dar, dass neben der Brenntemperatur auch die Sinterzeit bei dieser Temperatur einen entscheidendem Einfluss auf das Brennergebnis hat. Es reicht dabei nicht aus, nur eine gleichmäßige Durchwärmung der Steine über den ganzen Querschnitt sicher zu stellen. Zusätzlich ist eine von der Brenntemperatur abhängige Sinterzeit zur Ausbildung des gewünschten Gefüges einzuhalten.

Die Aufheizgeschwindigkeit beim Brand feuerfester Materialien wird durch drei verschiedene Spannungsursachen begrenzt [20], [134], [146]:

- Spannungen durch Verdampfungsprozesse im Material (Dampfspannungen), hervorgerufen durch den Austritt des physikalisch und chemisch gebundenen Wassers (z. B. Kristallwasserabspaltung der Tonminerale zwischen 500 - 600 °C [16]),
- Spannungen durch Verbrennungsgase organischer Bestandteile in natürlichen Rohstoffen und insbesondere von Porosierungsmitteln (Entstehung von Auftreibungen, Rissen und schwarzen Kernen [20]),
- Spannungen infolge ungleichmäßiger Durchwärmung (Temperaturdifferenzen) überlagert von Schwindungs-/Dehnungsprozessen bei Umwandlungsvorgängen (Wärmespannungen [147], [148]).

Wie Klinger in [146] durch eine Literaturlauswertung und eigene Untersuchungen festgestellt hat, haben bei vorgetrockneten Schamottesteinen (Restfeuchte $\leq 1,5\%$) mit einer offenen Porosität $\geq 12\%$ die Dampfspannungen keinen Einfluss auf die Rissbildung. Gleiches gilt für die Verbrennungsgase organischer Bestandteile, da der Anteil organischer Substanz in den Rohstoffen sehr gering ist und im Temperaturbereich dieser Reaktionen noch keine keramische Bindung vorhanden ist, die das Entweichen der gasförmigen Reaktionsprodukte behindern könnte [20].

In der Abkühlphase des Brennprozesses spielen Verdampfungsprozesse und Ausbrandreaktionen keine Rolle.

Auf dieser Grundlage kann festgestellt werden, dass sowohl die Aufheiz- als auch die Abkühlgeschwindigkeiten durch die im Brenngut entstehenden Temperaturdifferenzen begrenzt werden [146]. Diese Temperaturdifferenzen erzeugen aufgrund der unterschiedlichen Wärmeausdehnungen, die bei den keramischen Werkstoffen noch von temperaturabhängigen stoffspezifischen Volumenänderungen (z. B. bei Modifikationsänderungen) überlagert werden können, im Brenngut Wärmespannungen.

2.2.6 Unterscheidung von Wärme- und Gefügespannungen

Wärmespannungen sind definiert als Spannungen, die durch Temperaturgradienten im Körper erzeugt werden [17]. Ein Temperaturgefälle führt jedoch nicht zwangsläufig zu Wärmespannungen. Wärmespannungen sind Eigenspannungen 1. Art und entstehen, „wenn sich unter dem Einfluss eines ungleichförmigen Temperaturfeldes verschiedene Volumenelemente des Körpers unterschiedlich ausdehnen und eine freie Ausdehnung nicht stattfinden kann“ [149].

In inhomogenen Stoffen, wie sie feuerfeste Materialien darstellen, treten neben den makroskopischen Wärmespannungen weitere Eigenspannungen [150] auf, die mikroskopischer Natur sind und nach Steger [151] als Gefügespannungen (Eigenspannungen 2. Art) bezeichnet werden.

Gefügespannungen entstehen bei polykristallinen, mehrphasigen Stoffen durch ungleiche thermische Ausdehnungskoeffizienten der einzelnen Gefügebestandteile - insbesondere zwischen Kristallkorn und Bindephase - und durch das anisotrope Dehnungsverhalten von Kristallkörnern. Die Gefügespannungen wechseln sprunghaft ihr Vorzeichen in der Berührungszone zweier benachbarter Gefügebestandteile und treten im Gegensatz zu den Wärmespannungen auch bei vollkommen gleicher Temperatur des gesamten Körpers auf. Die makroskopischen Wärmespannungen werden von den mikroskopischen Gefügespannungen überlagert. Wie Schwieta und Böhme [149] zeigen, wirken sich die Gefügespannungen auf die physikalischen Eigenschaften der feuerfesten Werkstoffe aus.

Da die experimentelle Bestimmung der Stoffwerte die Auswirkungen der Gefügespannungen auf die physikalischen Eigenschaften der feuerfesten Werkstoffe berücksichtigt, fließen die Gefügespannungen auch bei einem makroskopischen Modell des feuerfesten Steines in die Berechnung der Wärmespannungen ein. Besonders deutlich wird dies im Bereich der dilatometrisch ermittelten Wärmedehnung. Beim Brand der keramischen Materialien kommt es zur Überlagerung von rein thermisch induzierten Dehnungen (allgemeine Wärmedehnungen [89]) und so genannten Reaktionsdehnungen aufgrund von physikalischen Reaktionen (z. B. Modifikationsänderungen) und chemischen Reaktionen (z. B. Oxidationen, Phasenneubildungen). Diese Reaktionsdehnungen sind makroskopische Auswirkungen der mikroskopischen Gefügespannungen. Schwiete und Böhme [149] stellen fest: „Der eigentlichen thermischen Ausdehnung werden durch innere Verspannungen der Gefügebestandteile zusätzliche Formänderungen überlagert.“

Das makroskopische Modell zur Temperatur- und Spannungsfeldberechnung ermöglicht auch die Berücksichtigung äußerer Kräfte und Momente (z. B. Gewichtskräfte), die Lastspannungen hervorrufen. Diese Lastspannungen können „nur auf makroskopische Bereiche bezogen werden“ und „in den Berechnungsverfahren auch nur mit Eigenspannungen 1. Art überlagert werden“ [152].

Versuche von Klinger [16], der ungebrannte Schamottesteine mit der Geometrie schlanker Pyramiden kalt in einen auf Brenntemperatur (1450 °C) befindlichen Brennofen direkt eingesetzt hat, zeigen, dass die ablaufenden mikrostrukturellen Veränderungen und die damit verbundenen Gefügespannungen beim Brand von Schamottesteinen allein nicht zu Rissen im Brenngut führen. Wird das Format jedoch zu geometrisch massiven Steinen verändert, entstehen kritische Temperaturdifferenzen im Stein, die zu Aufheizrissen durch Wärmespannungen führen. Dieser primäre Einfluss der Geometrie (äußere Form und Abmessungen) auf die maximal zulässigen Aufheiz- bzw. Abkühlgeschwindigkeiten und damit die kürzest mögliche Brennzeit wird auch in [42] für den Brand von Dachziegel- und Porzellanmassen bestätigt.

2.2.7 Wärmetechnische Aspekte im Feuerfeststein

Bei den feuerfesten Werkstoffen handelt es sich im Gegensatz zu den Erzeugnissen der Feinkeramik in den meisten Fällen um geometrisch massivere Körper. Diese überwiegend kubischen Formate verstärken den Einfluss der wärmetechnischen Stoffwerte (Wärmeleitfähigkeit, spezifische Wärmekapazität, Rohdichte), die in die Temperaturleitfähigkeit

$$a = \frac{\lambda}{c_p \cdot \rho_R} \quad (2-5)$$

einfließen. Während der instationären Brennabschnitte Aufheizen und Abkühlen entstehen dadurch ausgeprägte Temperaturprofile über dem Querschnitt. Kaiser, Specht und Jeschar [153] bezeichnen diese Körper als „thermisch dick“. Die Biotzahl, die das Verhältnis von an das Brenngut übertragener zur im Brenngut geleiteten Wärme dimensionslos darstellt [154],

$$Bi = \frac{\alpha \cdot \frac{s}{2}}{\lambda} \quad (2-6)$$

ist beim Brand feuerfester Werkstoffe aufgrund der Materialstärke (s) deutlich größer als beim Brand dünnwandiger feinkeramischer Erzeugnisse. Aufgrund dieser Temperaturdifferenzen im Brenngut können kritische Wärmespannungen entstehen, die das Gefüge schädigen bzw. vollständig zerstören können.

Von besonderem Interesse sind dabei die Zugspannungen, weil bei keramischen Erzeugnissen die Zugfestigkeit deutlich geringer als die Druckfestigkeit ist [155], [156], [157], [158], [159]. Für die Herstellung eines qualitativ einwandfreien Produktes dürfen also die Zugspannungen die Zugfestigkeiten der feuerfesten Werkstoffe im jeweiligen Brennzustand nicht überschreiten. Da Spannungsrisse infolge zu hoher Temperaturdifferenzen im keramischen Erzeugnis sowohl beim Aufheizen [160] als auch beim Abkühlen [161] auftreten können [162], müssen zur Optimierung des Brandes die im Brenngut entstehenden instationären Temperatur- und Spannungsfelder während der Aufheizphase und während der Abkühlphase ermittelt werden.

In der Literatur ist eine Untersuchung zum Einfluss der Formate feuerfester Werkstoffe auf die entstehenden Spannungen bisher nur in [148] für den Brand

von Magnesiasteinen und in [163] für den optimalen Einsatz von gebrannten Feuerleichtsteinen zu finden, wobei in beiden Fällen numerische Simulationsrechnungen zur Ermittlung der Temperaturfelder und der Wärmespannungen durchgeführt worden sind.

2.3 Berechnung von Wärmespannungen

2.3.1 Analytische Berechnung

Die Berechnung von Wärmespannungen erfolgte bereits vor mehr als einhundertfünfzig Jahren. Dabei befassten sich die ersten Arbeiten auf diesem Gebiet, z. B. von Duhamel [164], Leon [165], [166] oder Lorenz [167], mit der analytischen Lösung spezieller Sonderfälle einfacher geometrischer Körper auf der Grundlage konstanter Stoffwerte. Timoshenko widmete 1934 in seinem Buch „Theory of Elasticity“ [168] dem Gebiet der Wärmespannungen erstmals ein vollständiges Kapitel. Das Werk „Theory of thermal stresses“ von Boley und Weiner [169] gilt seit 1960 als eines der Grundlagenwerke für die analytische Lösung von Wärmespannungsproblemen, wobei die Spannungsgleichungen immer für konstante Stoffwerte abgeleitet werden.

Gatewood [170] hat in seiner Arbeit über Wärmespannungen in langen zylindrischen Körpern den Sonderfall des aus mehreren Schichten zusammengesetzten Zylinders analytisch behandelt. Dabei können die einzelnen Schichten jeweils unterschiedliche Materialeigenschaften besitzen. Diese Herangehensweise ist vergleichbar mit dem Verfahren der Differenzenrechnung, einer sehr häufig angewandten Methode zur angenäherten Lösung der Fourierschen Differentialgleichung bei instationären Wärmeleitungsprozessen [147], [171], [172], [173]. Temperaturabhängige Stoffwerte wurden erstmals von Trostel [174] berücksichtigt. Dies führte zu prinzipiellen mathematischen Schwierigkeiten bei der Ableitung der analytischen Lösung, so dass nur idealisierte Sonderfälle mit bestimmten Randbedingungen berechnet werden konnten [175].

In den siebziger Jahren und zu Beginn der achtziger Jahre des vergangenen Jahrhunderts erfolgten ausgedehnte Untersuchungen zu Wärmespannungen in

feuerfesten Werkstoffen [176], [177], [178], [179], [180], [181], die aber nicht den Brennprozess mit seinen zahlreichen Veränderungen im Material zum Gegenstand hatten.

Kienow und Traustel [176] führten Berechnungen der thermischen Spannungen in Ofenwänden bei instationärer, einseitiger Aufheizung oder Abkühlung nach einem Näherungsverfahren durch, welches von einer Linearisierung der Temperaturkurve ausgeht. Die Ofenwand wird in eine Zone A mit linearem Temperaturgefälle und eine zweite Zone K, die noch die Ausgangstemperatur hat, unterteilt. Das und Jeschke [177] untersuchen das Spannungs-Verformungs-Verhalten feuerfester Baustoffe und ermitteln Verformungskennzahlen und Werkstoffzahlen, die die Empfindlichkeit der feuerfesten Steine gegen rasches Aufheizen charakterisieren. In [178] wird das System „Feuerfest-Mauerwerk mit Stahlarmaturen (Anker, Bolzen usw.)“ untersucht. Die unterschiedliche thermische Ausdehnung beider Werkstoffe führt zu Spannungen, die das Feuerfest-Material zerstören können. Zur Berechnung dieser Spannungen werden für einige wichtige Spezialfälle einfache Formeln abgeleitet. Sie gestatten es, den Dehnfugenanteil so zu bemessen, dass sich ein optimaler Spannungszustand im Mauerwerk einstellt. In [179] wird der Zusammenhang zwischen Aufheizgeschwindigkeit, Bemessung von Dehnfugen und anderen Merkmalen von Konstruktion und Zustellung (z. B. Verlegefehler) untersucht. Es wird ein Laborprüfstand zur Bestimmung von Aufheizrissen vorgestellt. Dieser Prüfstand wird in [160] von Fiedler ausführlich beschrieben und entsprechende Versuchsergebnisse werden mit der Theorie von Kienow [176] verglichen. In [180] wird die Genauigkeit der Spannungsberechnung mit Hilfe linearisierter Temperaturkurven und die Genauigkeit der Materialkonstanten diskutiert.

Die mathematisch aufwändigste Arbeit zur Berechnung von Wärmespannungen und -dehnungen beim Aufheizen feuerfester Steine stammt von Ehlert aus dem Jahre 1972 [182]. Diese Arbeit bezieht sich jedoch ebenfalls auf die Anwendung gebrannter Steine und nicht auf den Brennprozess. „Modifikationsumwandlungen des Quarzes und damit verbundene Volumensprünge sowie sprunghafte Änderungen der Materialeigenschaften“ werden nicht berück-

sichtigt. Die Wärmeleitungsgleichung wird mit Hilfe des Differenzenverfahrens gelöst. Zur Berechnung der Spannungen setzt Ehlert die AIRYSche Spannungsfunktion [183] ein, um aus den Elastizitäts- und Gleichgewichtsbedingungen direkt, ohne die Verschiebungen zu berechnen, das Spannungsfeld zu ermitteln. Aus mathematischen Gründen werden starke Vereinfachungen gemacht. Der zu erwärmende Feuerfeststein wird „als eine dünne, rechteckige Scheibe“ mit eindimensionaler Temperaturverteilung dargestellt. Nur für die Wärmeleitfähigkeit und die spezifische Wärmekapazität wird eine Abhängigkeit von der Temperatur vorgegeben, und diese wiederum als rein linear angenommen. Ursache für die zahlreichen Vereinfachungen war der Rechenaufwand, der sonst „praktisch unübersehbar wäre“.

2.3.2 Numerische Berechnung

Mit der Entwicklung technischer Großrechenanlagen begann zunehmend der Übergang zu numerischen Lösungsverfahren [171], [184], [185]. Durch die rasante Entwicklung zu immer leistungsfähigeren Computern wurden zunehmend komplexere Berechnungen möglich [163], [186], [187], [188], [189]. Dabei hat sich die Methode der Finiten Elemente, deren Entwicklung in den sechziger Jahren des 20. Jahrhunderts begann (Bild 6) [190], aufgrund ihrer vielseitigen Anwendungsmöglichkeiten zu der am häufigsten verwendeten numerischen Methode entwickelt [191], [192]. Ihr breites Einsatzgebiet zeigen z. B. [193], [194], [195], [196], [197], [198], [199], [200], [201], [202], [203], [204].

Programme auf dem Markt vorhanden [190], [229], z. B. ANSYS, ABAQUS, ADINA, COSMOS, MSC.Nastran, MARC oder PERMAS, wobei ANSYS (z. B. in [230], [231]) und ABAQUS (z. B. in [232], [233]) häufig verwendet werden.

2.3.3 Anwendung der Finiten Elemente Methode auf den Brand feinkeramischer Erzeugnisse

Anwendungen der FEM auf den Brennprozess feinkeramischer Materialien findet man in [234], [235], [236], [237], [89], [238], [239], [240].

Dabei stellen Melzer, Krause, Schulle, Foertsch und Kroeckel in [234] die Berechnung von Wärmespannungen, die beim Aufheizen von Hochspannungsisolatoren auftreten, mit Hilfe der FEM vor. Die Geometrie der Isolatoren hinsichtlich der auftretenden Spannungen wird optimiert und eine Verringerung der Aufheizgeschwindigkeit im ermittelten kritischen Temperaturbereich empfohlen.

Schulz und Schulle [235], [236] wenden die FEM zur Simulation des Brennprozesses von isostatisch gepresstem Flachgeschirr an. Es werden Aussagen über die richtige Stapelhöhe, die optimale Aufheizkurve und die beste Formgestalt hergeleitet.

In [237] berechnen Schulle, Schulz und Bittner die instationären Temperatur- und Spannungsfelder für den Aufheizprozess beim Stapel- und Einlagenbrand isostatisch gepresster Porzellan-Erzeugnisse bis hin zur Glühtemperatur von 940 °C unter Einsatz der FEM. Die Verteilung der maximalen Hauptspannung im Einzelteller ist abgebildet. Die Ergebnisse der Simulationsrechnungen belegen die Überlegenheit des Einlagenbrandes gegenüber dem Stapelbrand. Schulz betrachtet diese Problematik in [89] noch ausführlicher. Er weist auf die Besonderheiten des feinkeramischen Materials, das durch ein äußerst heterogenes Gefüge mit einer deutlichen Porosität gekennzeichnet ist, während der Aufheizphase hin. Die Wärmeleitfähigkeit, die Rohdichte, die spezifische Wärmekapazität, der Elastizitätsmodul und lineare Wärmeausdehnungs-

koeffizient werden experimentell als Funktion der Temperatur ermittelt und in das Modell eingegeben.

Bartusch, Schulle und Haupt [238] ermitteln mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode die Spannungsverläufe an Tellern im Bereich des Kaolinitzerfalls. Für verschiedene Aufheizgeschwindigkeiten werden die Spannungsverläufe mit den Zugfestigkeiten der isostatisch gepressten Körper verglichen. Aus diesem Vergleich kann die maximal zulässige Aufheizgeschwindigkeit für jeden Temperaturbereich als brauchbare Basis für die Ofeneinstellung ermittelt werden.

In allen bisher genannten Literaturstellen fehlt die Betrachtung der Abkühlphase des Brennprozesses.

Engels [239] erstellt mit Hilfe der FEM-Simulationssoftware SYSTUS ein Simulationsmodell für das thermische Verhalten einer Wandfliesenmasse im Brennprozess. Er führt thermoanalytische Untersuchungen der keramischen Masse durch und ermittelt so die Temperaturbereiche, in denen Reaktionen während der Aufheizphase und der Abkühlphase ablaufen. Die Wärmeleitfähigkeit, spezifische Wärmekapazität und der lineare Wärmeausdehnungskoeffizient werden experimentell ermittelt. Im 3-Punkt-Biegeversuch wird die Heißbiegefestigkeit als die zulässige Bruchfestigkeit bestimmt und der statische Elastizitätsmodul aus dem aufgezeichneten Spannungs-Dehnungs-Diagramm berechnet. Die Querkontraktionszahl liegt für keramische Massen zwischen 0,2 und 0,3 und wird deshalb mit 0,25 als konstant angenommen. Zur Rohdichte werden keine Angaben gemacht. Der berechnete Temperaturverlauf in der Wandfliese über der Aufheizzeit wird mit einer Temperaturmessung unter Vorgabe der gleichen Ofenkurve verglichen. Eine Berechnung der entstehenden Wärmespannungen erfolgt nicht. Es wird lediglich die Formel für die Berechnung der Wärmespannungen für den eindimensionalen Fall angegeben.

In [240] wird die Temperaturverteilung in einem Porzellanisolator berechnet. Die spezifische Wärmekapazität, die Umwandlungsenthalpien und die Wärmeausdehnung werden auf der Grundlage der durchgeführten Thermoanalyse in

Temperaturbereiche unterteilt und als mathematische Funktionen ausgedrückt. Als Ergebnis der FEM-Computer-Simulationen wird festgestellt, dass die Reaktionswärme, die Größe des keramischen Körpers, die Aufheizgeschwindigkeit und das thermische Ausdehnungsverhalten Einfluss auf den keramischen Brennprozess haben. Eine Berechnung von Wärmespannungen erfolgt ebenfalls nicht.

2.3.4 Anwendung der Finiten Elemente Methode auf den Brennprozess feuerfester Werkstoffe

Die FEM wird auch zur Simulation von Wärmespannungen in feuerfesten Werkstoffen eingesetzt, was eine große Anzahl an Literaturstellen belegt [187], [189], [201], [202], [205], [208], [213], [215], [217], [218], [227], [228], [233], [241], [242], [243], [244], [245], [246], [247], [248]. Auf den Brennprozess feuerfester Werkstoffe, der Gegenstand dieser Arbeit ist, beziehen sich aber nur Harada und Mizobe [148] und Sebök [249].

In [148] haben Harada und Mizobe mit Hilfe eines bei der Krosaki Corporation (Kitakyushu / Japan) entwickelten Computersimulationsprogrammes das Erwärmungs- und Abkühlungsverhalten von Einzelsteinen mit Normalformat NF1 und mit doppelter Dicke bei einlagigem Brand simuliert. Die Steine werden dabei von drei Flächen beheizt. Eine Unterlage, auf der sich der Stein während des Brennvorganges befindet, wird nicht berücksichtigt. Die durch das Temperaturgefälle beim Erwärmen und Abkühlen resultierenden Wärmespannungen im Stein werden berechnet. Als Werkstoff wurde Magnesia herangezogen. Eine thermische Analyse zur Ermittlung von Veränderungen im Material beim Brand, insbesondere im ungebrannten Stein, wird nicht durchgeführt. Die Änderungen der physikalischen Eigenschaften durch das Sintern des Werkstoffes bei Brenntemperatur vom ungebrannten zum gebrannten Stein werden berücksichtigt, d. h. die entsprechenden Stoffwerte werden im ungebrannten und gebrannten Zustand für die Rechnungen eingesetzt. Die Rohdichte, die Querkontraktionszahl und der thermische Ausdehnungskoeffizient werden jedoch für die Abschnitte Aufheizen und Abkühlen jeweils als konstant angenommen. Als Ergebnis wird festgestellt, das

die entstehenden Temperaturdifferenzen im Stein und die dadurch bedingten thermischen Spannungen praktisch proportional sind. Die maximale Temperaturdifferenz beträgt im Einzelstein mit doppelter Dicke etwa das Dreifache des Normalformatsteines. Dieses Ergebnis belegt die große Bedeutung der Materialdicke.

Sebök [249] analysiert mit Hilfe von FEM-Berechnungen den Brand von neu konstruierten Brennhilfsmitteln, um die Formgestalt in Bezug auf thermische und mechanische Spannungen zu optimieren. Dabei weist er darauf hin, dass eine Vielzahl der Parameter temperaturabhängig nichtlinear verläuft und die Materialparameter und Randbedingungen bezüglich der Qualität der Analyse von größter Bedeutung sind. Quantitative Aussagen werden zu keinerlei Stoffwerten gemacht. Auf Veränderungen im Material während des Brennprozesses wird nicht eingegangen.

Weitere Artikel oder eine umfangreichere Abhandlung zur Berechnung der Wärmespannungen beim Brand feuerfester Materialien konnten in der Literatur bisher nicht gefunden werden. Diese Arbeit soll dazu beitragen, dieses Defizit zu verringern.

3. Wärmetechnische Betrachtung des Brennprozesses

3.1 Stoffwerte für die Berechnung der Wärmespannungen

Eine Analyse kann nur so gut sein wie ihre Materialmodellierung [250]. Deshalb müssen die Stoffwerte in Abhängigkeit von den verschiedenen temperaturabhängigen stofflichen und Gefüge-Veränderungen bekannt sein. Zu beachten ist, dass in der Aufheizphase ein Grünkörper vorliegt und in der Abkühlphase, d. h. nach Abschluss des Brandes, ein Werkstoff mit geänderten Eigenschaften, die denen des fertigen Brenngutes entsprechen. Das bedeutet, dass jedes Material bei den Simulationen zweifach betrachtet werden muss, als Grünkörper und als gebranntes Erzeugnis [148], [239].

Für Simulationen mit Hilfe der FEM werden folgende Stoffwerte benötigt [235], [243]:

- Wärmeleitfähigkeit λ ;
- Rohdichte ρ_R ;
- spezifische Wärmekapazität c ;
- Elastizitätsmodul E ;
- mittlerer linearer Wärmeausdehnungskoeffizient $\alpha_{l,m}$ und die
- Querkontraktionszahl ν .

Besonderheiten bei der Bestimmung des Elastizitätsmoduls

Der Elastizitätsmodul stellt physikalisch das Verhältnis von Spannung zu Dehnung

$$E = \frac{\sigma}{\varepsilon} \quad (3-1)$$

im Bereich der elastischen Verformung (Hook'sches Gesetz) dar [251]. Feuerfeste Werkstoffe verhalten sich zumeist nur in einem kleinen Verformungsbereich und bei Temperaturen bis zum Auftreten einer Schmelzphase elastisch [5]. Die Ermittlung des Elastizitätsmoduls kann messtechnisch aus statischen oder aus dynamischen Verfahren erfolgen [252], [253]. Leers und Dörr [254] weisen darauf hin, dass es 14 verschiedene Definitionen für den Elastizitätsmodul gibt.

Die Größe des statischen Elastizitätsmoduls ist abhängig von der Versuchsanordnung. Er kann aus dem Druck-, Zug- oder Biegeversuch ermittelt werden. Die Prüfung des statischen Elastizitätsmoduls ist derzeit nicht genormt [255]. Praktisch wird der statische Elastizitätsmodul am häufigsten aus der reversiblen Durchbiegung beim Biegeversuch für die jeweiligen Prüftemperaturen bestimmt [256]. Der Probekörper wird damit einer gleichgerichteten Zug- und Druckbeanspruchung unterworfen [257]. Die temperaturabhängige Ermittlung berücksichtigt das heterogene mehrphasige poröse Gefüge der feuerfesten Werkstoffe und die auftretenden Gefügespannungen, die sich auf den Elastizitätsmodul auswirken, wie in [149] nachgewiesen wurde.

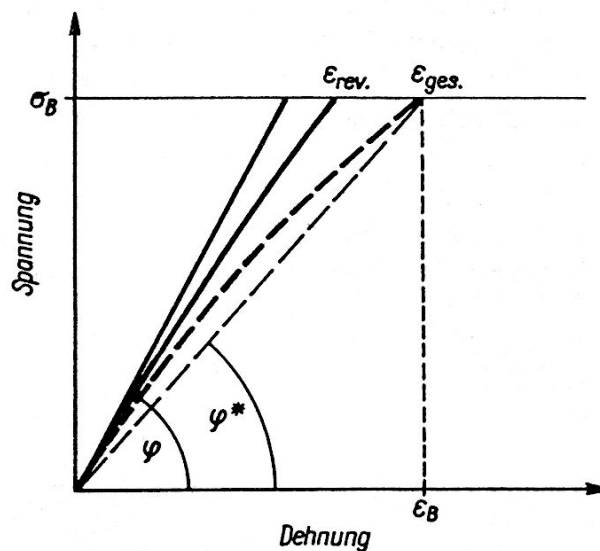


Bild 7: Schematische Darstellung des Spannungs-Dehnungs-Diagramms feuerfester Werkstoffe
E-Modul: $E = \tan \varphi$ und V-Modul: $V = \tan \varphi^*$

Der Elastizitätsmodul ist dabei durch die Neigung der Tangente an die Spannungs-Verformungs-Kurve im Nullpunkt definiert [20], vgl. Bild 7 [4]. Nachteilig ist, dass der ermittelte statische Elastizitätsmodul von der angreifenden Kraft [258] und der Belastungsgeschwindigkeit [254] abhängig ist.

Der dynamische Elastizitätsmodul wird aus Schwingungsvorgängen abgeleitet. Man unterscheidet dabei das Ultraschallverfahren [259], [260], [261], [262] und das Resonanzfrequenzverfahren [263] [264], [265], [266], [267], [268], die beide

zerstörungsfrei sind. Bei der Ultraschallmethode wird der Zusammenhang zwischen den elastischen Materialeigenschaften und der Ausbreitung von Schallwellen im Werkstoff genutzt [256]. Durch die Ermittlung der Laufzeit eines Ultraschallimpulses kann man die longitudinale Ausbreitungsgeschwindigkeit bei bekannter Probenlänge bestimmen und bei bekannter Rohdichte den Elastizitätsmodul berechnen. Beim Resonanzfrequenzverfahren werden stab- oder plattenförmige Proben zur Eigenschwingung angeregt. Ein Resonanzfall liegt vor, wenn die aufgebrachte Schwingung mit der Eigenschwingung des Prüfkörpers in einem bestimmten Frequenzgang zusammenfällt [4]. Der Probekörper wird also im Gegensatz zum statischen Verfahren einer wechselnden Zug- und Druckbeanspruchung hoher Frequenz unterworfen [257].

In der Literatur liegen unterschiedliche Auffassungen vor, welcher Elastizitätsmodul besser zur Spannungsberechnung geeignet ist. Schulle vertritt die Auffassung, dass die Bestimmung nach der statischen Methode bevorzugt werden sollte [269]. Auch Das und Jeschke [177] sind der Meinung, dass der statische E-Modul besser für Spannungs-Verformungs-Rechnungen geeignet ist. Kienow schlägt die Verwendung des statischen Elastizitätsmoduls als Verformungsmodul [178], [179], [180] vor, weil sonst zu große Spannungen berechnet werden. Dieser Verformungsmodul (Verhältnis von Bruchspannung σ_B zur Bruchverformung ϵ_B , vgl. Bild 7) wird von Kienow und Hennicke in [270] definiert und findet beispielsweise auch in [243] und [271] Verwendung. Problematisch erscheint die Verwendung des Verformungsmoduls, da die aus den Verformungen berechneten Spannungen kleiner sind als die tatsächlich nach dem Spannungs-Dehnungs-Diagramm vorhandenen Spannungen.

Der dynamische Elastizitätsmodul wird ebenfalls für Spannungsberechnungen verwendet [16], [89], [234]. Das Hauptanwendungsgebiet des dynamischen Elastizitätsmoduls liegt jedoch im Bereich der zerstörungsfreien Werkstoffprüfung [22], [259], [262], [264], [272]. Zum anderen muss der dynamische Elastizitätsmodul zur mechanischen Beschreibung des Verhaltens von schwingenden Bauteilen herangezogen werden [177]. T. K. Das [257] stellt bei seinen Untersuchungen an verschiedenen Magnesiasteinen fest, dass bei

Raumtemperatur der dynamisch gemessene Elastizitätsmodul etwa dreimal so groß ist wie der statisch gemessene. Die Unterschiede werden durch das inhomogene Gefüge der Magnesiasteine verursacht.

Bild 8 [269] zeigt am Beispiel eines Feuerbetons den Vergleich zwischen dynamischem und statischem Elastizitätsmodul.

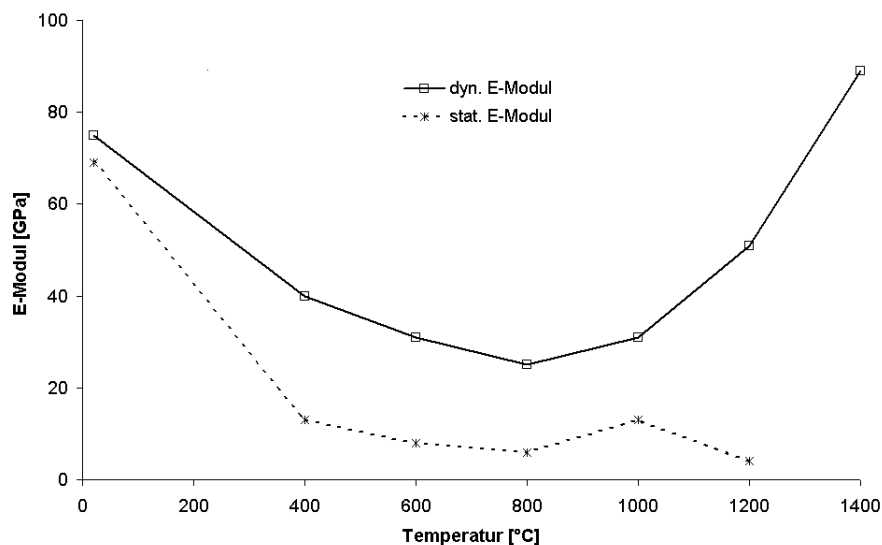


Bild 8: Vergleich statischer und dynamischer E-Modul eines Feuerbetons

Häwecker kommt in seinen Untersuchungen zu dem Ergebnis, dass der dynamische Elastizitätsmodul, der belastungslos mittels Resonanzfrequenzverfahren ermittelt wurde, absolut nicht mit dem statischen Elastizitätsmodul vergleichbar ist und keine brauchbaren Werte der elastischen Konstanten für statische Berechnungen liefert [273].

Aufgrund dieser Untersuchungen wird in dieser Arbeit der statische Elastizitätsmodul für die Berechnung der Spannungen eingesetzt. Beim zu entwickelnden FEM-Modell werden aus den Verformungen mit Hilfe des Elastizitätsmoduls die auftretenden Spannungen berechnet. Durch die Verwendung des statischen Elastizitätsmoduls liegen diese Berechnungen im Verhältnis zur ermittelten Spannungs-Dehnungs-Kurve immer auf der sicheren Seite.

Vergleichsgröße zur Beurteilung der berechneten Spannungen

Zusätzlich zu den aufgezählten Stoffwerten, die direkt in das Simulationsmodell eingehen, ist eine Vergleichsgröße zur Beurteilung der berechneten Spannungen erforderlich. Nach Rathner, Knauder und Schweiger [243] wäre ein wirkliches temperaturabhängiges dreidimensionales Versagenskriterium notwendig.

Als Vergleichsgröße für die berechneten Spannungen werden in der Literatur unterschiedliche Größen genannt. Häufig stellt die Heißbiegefestigkeit [236], [234], [34], die im statischen 3- oder 4-Punkt-Biegeversuch bestimmt wird und teilweise auch als Heißbiegezugfestigkeit bezeichnet wird [16], [252], den Bezugswert dar. Für gebrannte feuerfeste Steine liegen dafür in der Literatur entsprechende Werte vor. Für ungebrannte Körper fehlen entsprechende Angaben, sie können aber bei Vorliegen entsprechender Prüfkörper relativ einfach nach einem genormten Prüfverfahren [DIN EN 993-7] ermittelt werden.

Im Gegensatz dazu wird in [89] darauf hingewiesen, dass die Heißbiegefestigkeit kein gesichertes Risskriterium darstellt. In [238] wird als Vergleichsgröße die Zugfestigkeit verwendet, wobei jedoch auch auf die Schwierigkeiten bei der Bestimmung dieses Wertes hingewiesen wird, weshalb die direkte Zugprüfung bei hohen Temperaturen für keramische Werkstoffe kaum Anwendung findet [253]. Die Heißzugfestigkeit ist stets geringer als die Heißbiegefestigkeit, was Braun und Majdič bei ihren Untersuchungen zu den Heißeigenschaften feuerfester Erzeugnisse bestätigt haben [274].

Angaben zu den benötigten Stoffwerten der ungebrannten Feuerfestmaterialien fehlen in der Literatur weitgehend. Einzelne temperaturabhängige Stoffwerte findet man in [275] für ungebrannte Quarzgutsteine und [276] für ungebrannte Silikasteine, in [148] für ungebrannte Magnesiasteine, in [277] für ungebrannte Andalusitsteine, in [16] für ungebrannte Schamottesteine, in [278] für ungebrannte Feuerleichtsteine und in [272] für hochtonerhaltige zementhaltige feuerfeste Massen. Eine vollständige Ermittlung der für die Simulation benötigten thermophysikalischen und mechanischen Stoffwerte ungebrannter

feuerfester Erzeugnisse als Funktion der Temperatur existiert jedoch bisher nicht.

Für gebrannte feuerfeste Erzeugnisse sind entsprechende Angaben der erforderlichen Stoffwerte größtenteils in der Literatur und in Datenblättern der Feuerfestfirmen zu finden, z. B. in [5], [4], [20], [22] [35].

Aufgrund der vielen fehlenden Angaben zu den temperaturabhängigen Stoffwerten in der Literatur muss im Rahmen der vorliegenden Arbeit ein Großteil der Stoffwerte experimentell bestimmt werden.

Da die Messung dieser Stoffwerte in der Regel immer nur für eine Temperatur erfolgen kann, muss für die Bestimmung der temperaturabhängigen Stoffwerte eine Auswahl bzw. Festlegung von interessanten bzw. kritischen Temperaturen erfolgen. Als Hilfsmittel oder Kriterium dafür dient, wie bereits genannt, die Thermoanalyse.

Durch diese Auswahl ist es möglich, die temperaturabhängigen stofflichen und Gefüge-Veränderungen, die beim Brand der feuerfesten Erzeugnisse ablaufen, durch Verwendung der dabei ermittelten temperaturabhängigen Stoffwerte als Eingabegrößen im FEM-Simulationsmodell zu berücksichtigen.

Vernachlässigung der Anisotropie

Bei der grobkeramischen Formgebung im plastischen Verfahren (z. B. Strangpressen) kommt es zu Texturen [279]. Darunter versteht man die gleichsinnige Anordnung der Kristalle eines vielkristallinen Körpers [78]. Da die Kristalle anisotrop sind, d. h. eine Richtungsabhängigkeit unterschiedlicher Eigenschaften, z. B. des Elastizitätsmoduls, der Wärmeleitfähigkeit und der Wärmeausdehnung, vorliegt, entsteht auch makroskopisch eine sehr starke Richtungsabhängigkeit der genannten Stoffwerte des Brenngutes, wie z. B. die Untersuchungsergebnisse von Junge und Spitzner [280] für Ziegelscherben oder auch von Eckhoff und Schwieta [281] für plastisch geformte Schamottesteine zeigen.

Für die im Rahmen dieser Arbeit betrachteten Schamottesteine, die mit Hilfe von hydraulischen Hochdruckpressen halbtrocken oder trocken geformt werden, ist der Einfluss von Texturen jedoch sehr gering und soll deshalb vernachlässigt werden.

Da die Kristalle des gepressten Steines in der Regel nicht gleichsinnig angeordnet sind, heben sich die anisotropen Kristalleigenschaften auf. Der vielkristalline Feuerfeststein erscheint daher in Näherung als makroskopisch isotrop. Dafür ist auch die Bezeichnung quasiisotrop üblich [78], [254]. Der feuerfeste Stein wird also „als statistisches Kollektiv regellos orientierter Verbundkörperchen“ [149] [282], [283], [284] aufgefasst. Die Richtungsabhängigkeit der Stoffwerte des Steines kann dann, wie auch in der Literatur (z. B. von Krein [186] und von Marschner [246]) üblich, vernachlässigt werden.

3.2 Randbedingungen

3.2.1 Unterlage des Brenngutes

Beim Brand liegen die feuerfesten Steine nicht „isoliert“ und im Raum frei schwebend vor, sondern befinden sich auf einer mehr oder weniger dicken sowie mehr oder weniger gut wärmeleitenden Unterlage. Dies können entweder die Setzplatte des Tunnelofen-Wagens, Brennhilfsmittel oder Steine gleichen Materials bei Anordnung im Stapel sein. Der wärmetechnische Einfluss der Unterlage auf die Wärmeübertragung an das Brenngut und somit auf die während des Brandes im Stein entstehenden Temperatur- und Spannungsfelder muss zur praxisnahen Simulation im Modell berücksichtigt werden. In der Literatur sind zu dieser Thematik jedoch bisher keine Abhandlungen vorhanden.

Damit ist weiterhin die Anordnung der feuerfesten Steine auf der Unterlage, z. B. flach aufliegend oder auf einer Seitenfläche bzw. auf einer Stirnfläche stehend, von Bedeutung für die entstehenden Temperatur- und damit Spannungsfelder. Da entsprechende Untersuchungen in der Literatur ebenfalls fehlen, soll der Einfluss der Art der Anordnung des Brenngutes auf der Unterlage mit Hilfe des Simulationsmodells ermittelt werden.

Zur Berücksichtigung der Unterlage müssen die bereits genannten Stoffwerte auch für das Material der Unterlage vorliegen.

3.2.2 Brennkurven von Schamottesteinen

Die Brennkurven wurden von der Fa. Dr. C. Otto Feuerfest gemäß der in der Praxis im Tunnelofen (System Riedhammer) üblichen Brennkurven vorgegeben.

Der Brennprozess untergliedert sich in die

- Aufheizphase, in der die Ofenraumtemperatur linear von Raumtemperatur auf die maximale Brenntemperatur (Sinteremperatur) ansteigt,
- Haltephase, in der es zum Temperatúrausgleich im Brenngut und damit zum Abbau der thermomechanischen Spannungen kommt und
- Abkühlphase, in der die Ofenraumtemperatur linear von der maximale Brenntemperatur (Sinteremperatur) auf 100 °C absinkt.

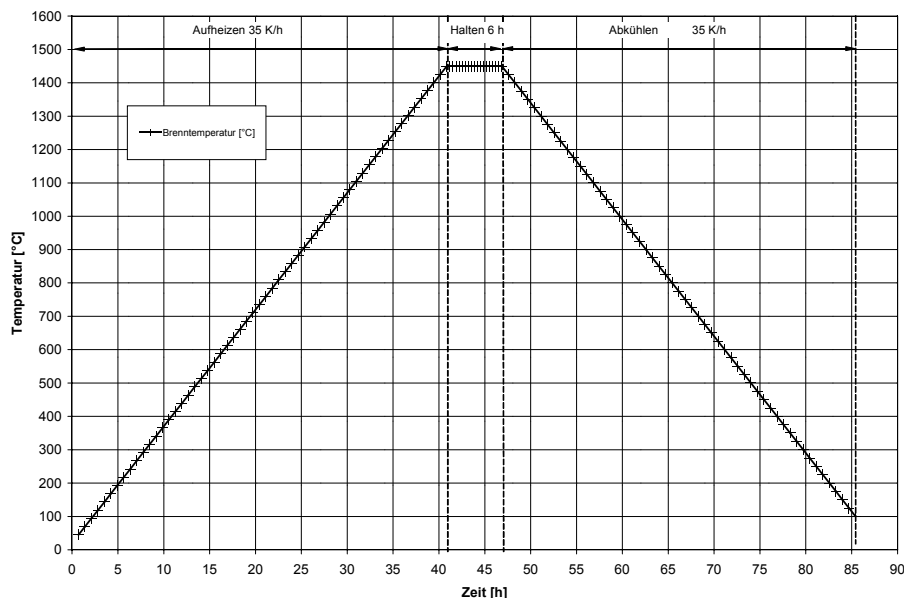


Bild 9: Brennkurve tonerdereicher Schamottesteine

Die Aufheiz- und die Abkühlgeschwindigkeiten betragen für Schamottesteine 35 K/h [285]. Die maximale Brenntemperatur (Sinteremperatur) tonerdereicher Schamottesteine liegt bei 1450 °C. Die Haltezeit bei dieser Temperatur beträgt 6 Stunden (siehe Bild 9).

Saure Schamottesteine werden bei 1250 °C gebrannt. Die Haltezeit bei Brenntemperatur beträgt ebenfalls 6 Stunden. Die Brennkurve ist in Bild 10 dargestellt.

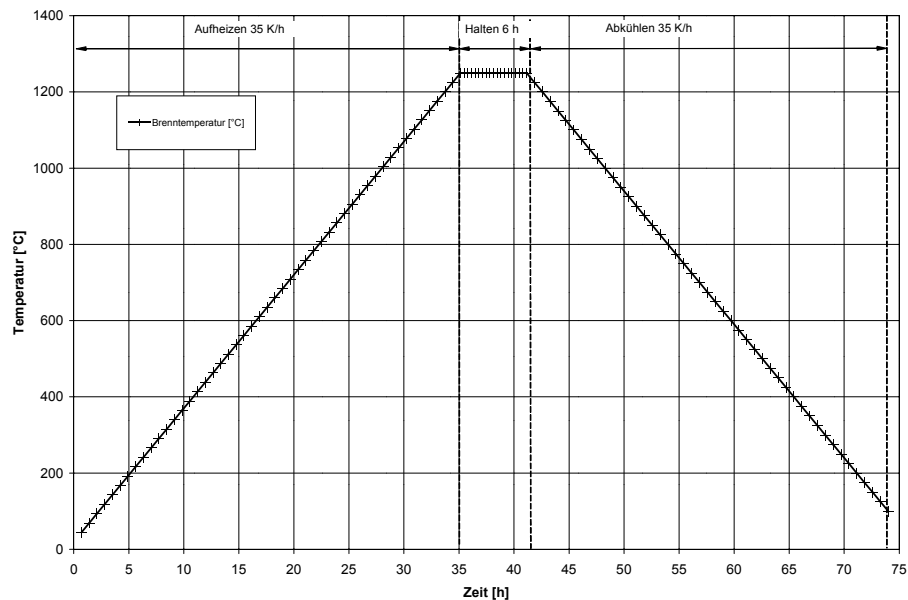


Bild 10: Brennkurve saurer Schamottesteine

3.2.3 Wärmeübergangskoeffizient

Der Wärmeübergangskoeffizient setzt sich aus einem konvektiven Anteil und einem Strahlungsanteil zusammen [286], [287], [288]. Da sich die beiden Wärmestromdichten durch Konvektion und durch Strahlung im allgemeinen nicht gegenseitig beeinflussen, können sie addiert werden [60], [154], [288], [289], [290]:

$$\dot{q} = \dot{q}_{kon} + \dot{q}_{\epsilon} \quad . \quad (3-2)$$

Für praktische Berechnungen ist es zweckmäßig, auch für die Strahlung einen Wärmeübergangskoeffizienten einzuführen, so dass die gesamte Wärmestromdichte vereinfachend durch den Newtonschen Ansatz

$$\dot{q} = (\alpha_{kon} + \alpha_{\epsilon}) \cdot (T_2 - T_1) \quad . \quad (3-3)$$

beschrieben werden kann.

Der konvektive Wärmeübergangskoeffizient wird aus der Nußeltzahl

$$Nu = \frac{\alpha_{kon} \cdot L}{\lambda} = f(Re, Pr) \quad , \quad (3-4)$$

die eine Funktion der Reynoldszahl und der Prandtlzahl ist, berechnet [291], [292]. Übliche Nußeltfunktionen für überströmte Körper bei erzwungener Konvektion sind z. B. in [154], [60], [293] zu finden. Haupteinflussgröße in Industrieöfen ist die Strömungsgeschwindigkeit [294], [295]. Sie liegt üblicherweise im Bereich von 0 bis 5 m/s [144], [123]. In der Feuergasse werden bis zu 10 m/s erreicht [80]. Der konvektive Wärmeübergangskoeffizient nimmt in Tunnelöfen nahezu linear mit der Strömungsgeschwindigkeit zu [115] und liegt im Bereich von 8 W/(m²K) bis 40 W/(m²K) [296], [297].

Mit zunehmender Temperatur nimmt der Anteil der Strahlung an der Gesamtwärmeübertragung deutlich zu [115], [298], [299], [300], so dass der konvektive Wärmeübergangskoeffizient bei höheren Temperaturen häufig vernachlässigbar klein wird [24], [301].

Die Ermittlung der durch Strahlung übertragenen Wärmemenge ist, von wenigen einfachen Fällen abgesehen, meist schwierig und umständlich [60]. In Industrieöfen unterscheidet man die Gasstrahlung, die Flammenstrahlung (Strahlung durch Ruß und Staub) und die Festkörperstrahlung.

Die Gasstrahlung kommt dadurch zustande, dass bei Molekülzusammenstößen die einzelnen Atome eines Moleküls Schwingungen und Rotationen ausführen und dabei elektromagnetische Wellen aussenden, sofern sie freie elektrische Ladungen besitzen. Die technisch wichtigsten strahlenden Gase sind Kohlendioxid und Wasserdampf [302], [303]. Die Gasstrahlung ist abhängig vom Partialdruck der strahlenden Gase und der Schichtdicke des strahlenden Gaskörpers [154]. Der emittierte Wärmestrom der Gasstrahlung (Bandenstrahler) ist nicht proportional T⁴. Es ist jedoch in der Praxis vorteilhaft, auch die Gasstrahlung mit diesem Ansatz zu beschreiben [304].

Flüssige und feste Brennstoffe sowie zahlreiche Kohlenwasserstoffe verbrennen mit einer leuchtenden Flamme. Das gelbliche bis rote Leuchten wird von glühenden Ruß- und Ascheteilchen erzeugt [154]. Diese Flammenstrahlung

dispergierter feiner Feststoffe (Ruß und Staub) ist bei leuchtenden Flammen um ein Vielfaches größer als die Gasstrahlung, jedoch einer Berechnung nicht zugänglich [60]. Das bläuliche Leuchten von Flammen einiger gasförmiger Brennstoffe (z. B. Erdgas), das als Chemilumineszenz bezeichnet wird, ist dagegen für die übertragene Wärmemenge vernachlässigbar [154].

Die Festkörperstrahlung, d. h. der Strahlungsaustausch zwischen zwei Festkörpern, ist vom Strahlungsaustauschgrad ε_{12} und der Differenz der vierten Potenz der Absoluttemperaturen abhängig [305]

$$\dot{Q} = \varepsilon_{12} \cdot \sigma \cdot A_1 \cdot (T_2^4 - T_1^4) \quad , \quad (3-5)$$

wobei σ die Stefan-Boltzmann-Konstante $\{5,67 \cdot 10^{-8} \text{ W}/(\text{m}^2\text{K}^4)\}$ darstellt. Der Strahlungsaustauschgrad beinhaltet in seiner allgemeinen Form die schwer zu berechnende und teilweise experimentell bestimmte Einstrahlzahl [154]. Für sich vollständig umhüllende Flächen entfällt diese Einstrahlzahl und der Strahlungsaustauschgrad ist nur noch von den Emissionsgraden ε_1 und ε_2 der Festkörper und dem Flächenverhältnis A_1/A_2 abhängig

$$\varepsilon_{12} = \frac{1}{\frac{1}{\varepsilon_1} + \frac{A_1}{A_2} \cdot \left(\frac{1}{\varepsilon_2} - 1\right)} \quad (3-6)$$

Herleitungen zum Strahlungswärmeaustausch zwischen einem Gas, einem Wärmegut und einer Wand, wie sie im allgemeinen in Industrieöfen auftreten, sind z. B. in [154] und [304] zu finden.

Im Tunnelofen kommt es zur Überlagerung von Gasstrahlung, Flammenstrahlung und Festkörperstrahlung und konvektiver Wärmeübertragung. Damit ist eine exakte Berechnung des Wärmeübergangskoeffizienten unmöglich. Der Wärmeübergangskoeffizient schwankt nach Junge [136] in einem Bereich von 20 W/(m²K) bei leicht bewegter Luft bis 400 W/(m²K) für starke Strahlung.

In gas- und ölbeheizte Wärmeöfen werden die Wärmeübergangskoeffizienten fast ausschließlich experimentell bestimmt [306]. Senkara gibt für diese

Industrieöfen Wärmeübergangskoeffizienten zwischen $20 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$ und $40 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$ an [306].

Schröder [124] ermittelte für den Wärmeübergangskoeffizient im gitterförmigen Tunnelofenbesatz etwa $30 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$. Dieser Wert wird auch von Schulz [89] für die Oberseite des Tellers beim keramischen Brand angesetzt.

Für die durchzuführenden Berechnungen wird der Wärmeübergangskoeffizient am Feuerfeststein und auf der Oberseite der Setzplatte deshalb mit $30 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$ als konstant angenommen. Auf der Unterseite der Setzplatte, d. h. im schmalen Raum zwischen Setzplatte und Tunnelofenwagen, wird ein geringerer Wärmeübergangskoeffizient von $10 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$ festgelegt.

3.3 Präzisierung der Aufgabenstellung

Ausgehend von den in Abschnitt 2.2 genannten Möglichkeiten zur Analyse und Optimierung des keramischen Brandes ist festzustellen, dass der Schwerpunkt der Analysen die Ermittlung der Grenzen bei der Erwärmung und Abkühlung ohne Schädigung des Brenngutes ist. Bei der Analyse des Brennprozesses feuerfester Steine müssen primär die thermisch induzierten Spannungen berechnet werden, weil sie der Verkürzung der Brennzeit echte Grenzen setzen.

Trotz der enormen wirtschaftlichen Bedeutung der Analyse und Optimierung des Brandes für die Hersteller liegen bisher keine geschlossenen Untersuchungen auf der Basis dieser neuen Methodik zur Berechnung der Wärmespannungen beim Brand der feuerfesten Steine vor.

Für diesen neuen Weg im Bereich der feuerfesten Werkstoffe, der neben den äußeren Randbedingungen wie äußere Wärmeübertragung sowie Einfluss des Untergrundes insbesondere die wärmetechnischen Aspekte im Brenngut berücksichtigt, müssen zunächst die instationären Temperaturfelder im Brenngut berechnet werden. Darauf aufbauend sind anschließend die thermo-mechanischen Spannungsfelder zu berechnen. Da es sich um instationäre

Berechnungen mit nichtlinearen Stoffwerten handelt, ist mathematisch keine analytische Lösung möglich und ein Computer-Simulationsmodell zur numerischen Berechnung erforderlich. Im Rahmen dieser Arbeit ist deshalb ein spezielles FEM-Simulationsmodell für einen Feuerfeststein zu erstellen, welches

- die materialspezifischen thermophysikalischen und mechanischen Eigenschaften und ihre Veränderungen während des Brandes,
- die Aufheiz- und der Abkühlgeschwindigkeiten,
- die Brenntemperatur,
- die Wärmeübertragung an das Brenngut,
- das Format des Feuerfeststeines,
- die Unterlage (z. B. Setzplatte), auf der sich der Feuerfeststein befindet (Geometrie und Material),

berücksichtigt.

Das entwickelte Modell soll für den Brand von zwei typischen feuerfesten Werkstoffen praktisch angewandt und damit verifiziert werden. Als Voraussetzung dafür müssen die thermoanalytischen Eigenschaften sowie die wärmetechnischen und mechanischen Stoffwerte der betrachteten feuerfesten Werkstoffe in Abhängigkeit von den Brennparametern (Temperatur, Aufheiz- bzw. Abkühlgeschwindigkeit) und dem damit jeweils vorliegendem Gefügezustand für die Aufheizphase (Grünkörper) und für die Abkühlphase (gebranntes Produkt) möglichst genau bekannt sein. Das ist notwendig für wirklichkeitsnahe Simulationen und Ergebnisse, weil „auch aufwändigere theoretische Modelle niemals genauer sein können als die in ihnen enthaltenen Stoffwerte und die ihnen zugrunde liegenden Randbedingungen.“ [154]

Die durchgeführte Literaturrecherche zeigt, dass selbst für gebrannte Feuerfeststeine die für die Berechnung erforderlichen Stoffwerte nur sehr unvollständig vorliegen. Angaben als Funktion der Temperatur fehlen weitgehend. Für ungebrannte feuerfeste Steine sind in der Literatur nur sehr vereinzelt Stoffwerte zu finden. Deshalb sind für die beiden ausgewählten Feuerfeststeine zunächst thermoanalytische Untersuchungen und die experimentelle Bestimmung fehlender Stoffwerte

- im ungebrannten Zustand als Funktion der Temperatur und
- im gebrannten Zustand als Funktion der Temperatur

durchzuführen. Die Herstellung und Geometrie der Probekörper für die Ermittlung der fehlenden Stoffwerte muss für alle Messverfahren so gewählt werden, dass der Einfluss des Gefüges auf die Eigenschaften und Stoffwerte des Feuerfeststeines auch im Messverfahren berücksichtigt wird.

Mit Hilfe von Brennversuchen in einem Hochtemperatur-Laborkammerofen und Ermittlung des Temperaturfeldes durch Thermoelemente im Stein sollen die Berechnungen verifiziert werden.

Als erste Stufe einer Optimierung des Brennprozesses werden die Spannungsfelder für die verschiedenen Anordnungen des feuerfesten Steines auf der Setzplatte (räumlich-geometrische Aufstellung der Steine: quer stehend, hochkant stehend, flach liegend) und der Einfluss der Dicke der Setzplatte untersucht. Der Einfluss der Geometrie des feuerfesten Steines auf die Größe und Lage der entstehenden Wärmespannungen wird durch die Variation des Steinformates (Normalformat, große Platte, Kubus) untersucht.

Als Ergebnis der durchgeführten Simulationsrechnungen wird eine optimierte Brennkurve vorgeschlagen, die die kritischen Temperaturbereiche in der Aufheiz- und / oder Abkühlphase sowie die Temperaturbereiche mit Reserven in der Aufheiz- und der Abkühlgeschwindigkeit berücksichtigt.

Abschließend werden Erweiterungsmöglichkeiten des entwickelten Modells betrachtet.

4. Entwicklung des Simulationsmodells

4.1 Grundidee der FEM

In der klassischen Mechanik wird versucht, auf Fragestellungen analytische und somit exakte Antworten zu geben. Die Exaktheit bezieht sich jedoch nur auf die rechnerisch genaue Lösung eines mathematisch – i. d. R. durch Differentialgleichungen – beschriebenen Problems. Die Idealisierung und damit Vereinfachung auf ein berechenbares Modell, das die Anwendung von analytischen Verfahren erlaubt, ist hingegen oft sehr weitgehend, die Bezeichnung „exakt“ dementsprechend relativ und bezieht sich nur auf die mathematische Lösung der Differentialgleichungen. Damit sind die analytischen Lösungsmethoden auf wenige Sonderfälle mit einfache Geometrien und Aufgabenstellungen beschränkt. Komplexe Problemstellungen, wie z. B. geometrisch komplizierte Strukturen, nichtlineares Materialverhalten oder zeitabhängige Lastzustände, können mit ihnen nicht bearbeitet werden [307], [308].

Demgegenüber können geeignete numerische Lösungsverfahren flexibel auf nahezu sämtliche in der Praxis vorkommende Aufgaben angewendet werden. Sie erlauben zwar stets nur eine Näherungslösung, ermöglichen aber eine wesentlich wirklichkeitsnähere Abbildung der Realität und liefern daher vielfach befriedigendere Ergebnisse als die so genannten „exakten“ Methoden [191].

Das am weitesten verbreitete und universellste numerische Näherungsverfahren ist die Finite Elemente Methode (FEM). Ihr Vorteil liegt in der abstrakten und formal strengen Formulierung, die zum einen eine ausgesprochene Allgemeingültigkeit und hohe Flexibilität ermöglicht, zum anderen die Anwendung der Methode für computergestützte Rechnungen erlaubt [309], [310].

Die Grundidee der FEM besteht darin, die zu untersuchende Gesamtstruktur in eine endliche Zahl endlich großer (finiter) Teile (Elemente) aufzuteilen, die an gewissen Punkten (Knoten) miteinander verbunden sind. Die gesuchten Größen, wie z. B. die Verschiebung oder die Temperatur, werden als diskrete Unbekannte (Freiheitsgrade) in den Knoten eingeführt. An die Stelle einer

kontinuierlichen Funktion – z. B. $w(x,y)$ für die Durchbiegung einer Platte – tritt ein Vektor $\{w\}$, der die diskreten Unbekannten (des ganzen Systems) enthält. Die Lösungsfunktion wird nicht mehr strukturbezogen, sondern elementweise aufgestellt, wobei zwischen den für das betrachtete Element gültigen Knotenwerten in geeigneter Weise interpoliert wird. Aus den berechneten Knotenunbekannten können schließlich die gesuchten Feldgrößen durch elementweise Approximation ermittelt werden [183].

4.2 Software

Für die Entwicklung des FEM-Simulationsmodells zur Berechnung der Temperatur- und Spannungsverteilungen konnte auf das FEM-Standard-Software-Programm ANSYS zurückgegriffen werden, das auch auf Personalcomputern und Workstations lauffähig ist [61].

ANSYS, ein Produkt von ANSYS Inc. aus Canonsburg, Pennsylvania (USA), ist mit gut 25 % Marktanteil und über 80.000 kommerziellen Installationen in mehr als 8.000 Unternehmen und ca. 100.000 Hochschulinstallationen eines der weltweit führenden Finite-Element-Programme mit enormer Anwendungsvielfalt. Das Multi-Purpose-Programmsystem ANSYS / Multiphysics ermöglicht einzelne oder gekoppelte Berechnungen aus den Bereichen Statik, Dynamik, Temperaturfeld, Aufprall / Falltest, Elektromagnetfeld, Elektrostatik, Piezoelektrik, Strömung, aber auch Akustik oder Bruchmechanik. Damit deckt ANSYS nahezu alle Disziplinen der rechnerischen Simulation ab [190].

4.3 Modellentwicklung

4.3.1 Ablauf der Berechnung

Die Berechnung von Wärmespannungen setzt sich aus zwei Teilen zusammen:

1. der transienten thermischen Analyse mit nichtlinear temperaturabhängigen Stoffwerten zur Berechnung der Temperaturfelder und
2. der statischen Strukturanalyse mit nichtlinear temperaturabhängigen Stoffwerten zur Berechnung der Spannungsfelder.

Unter statischer Analyse sind solche Spannungsberechnungen zu verstehen,

bei denen Massenträgheits- und Dämpfungseffekte das Verhalten der Struktur nur unwesentlich beeinflussen und deshalb (im Gegensatz zur dynamischen Strukturanalyse) vernachlässigt werden können.

Die gekoppelten Temperatur- und Spannungsfeldanalysen können in ANSYS entweder zeitlich nacheinander (uni-direktionale Kopplung) oder parallel (bi-direktionale Kopplung) durchgeführt werden [190]. Im technischen Alltag ist die uni-direktionale Kopplung üblich, da meistens die Rückwirkungen der mechanischen Berechnung auf die Temperaturverteilungen gering und damit vernachlässigbar sind. Diese Vorgehensweise wird auch in dieser Arbeit angewandt.

Im ersten Schritt, der transienten thermischen Analyse, werden die Temperaturen in allen Knotenpunkten des FEM-Modells für jeden einzelnen Berechnungszeitpunkt (Lastschritt) ermittelt und als Ergebnisfile gespeichert. Im zweiten Schritt, der nichtlinearen statischen Strukturanalyse, sind die berechneten Temperaturen im Gegensatz zur thermischen Analyse keine Freiheitsgrade mehr, sondern werden den jeweiligen Knoten für jeden einzelnen Berechnungszeitpunkt als Lastgröße zugewiesen [61].

In der Strukturanalyse werden die Knotenverschiebungen berechnet [311]. Mit den Knotenverschiebungen werden anschließend die Dehnungen als abgeleitete Größen ermittelt. Die entstehenden Spannungen sind über die Werkstoffmatrix mit den Dehnungen verknüpft [309]. Für den eindimensionalen Fall entspricht die Werkstoffmatrix dem Elastizitätsmodul [312]. Im allgemeinen 3-dimensionalen Kontinuum beinhaltet die Werkstoffmatrix neben dem Elastizitätsmodul auch die Querkontraktionszahl, die die Kopplung der Raumrichtungen gewährleistet [313].

Mit Hilfe der aus der Kontinuumsmechanik bekannten Festigkeitshypothesen können aus den berechneten Spannungsvektoren, die die einzelnen Komponenten des mehrachsigen Spannungszustandes (σ_x , σ_y , σ_z) enthalten, einachsige Vergleichsspannungen berechnet werden [152]. Die Strukturanalyse mit ANSYS berechnet die gängigen Vergleichsspannungen, z. B. nach der

Normalspannungshypothese, der Schubspannungshypothese oder der Gestaltänderungshypothese (v. Mises-Hypothese).

Sowohl die thermische Analyse als auch die statische Analyse setzen sich aus drei Hauptschritten zusammen:

a) Modellerstellung (preprocessing)

In diesem Hauptschritt werden:

- die Modellgeometrie aufbereitet,
- die Elementtypen ausgewählt,
- die Vernetzung durchgeführt und
- die Stoffwerte eingegeben.

b) Aufbringen der Randbedingungen (Lasten und Lagerbedingungen) und Berechnung der Lösung (solution)

c) Auswertung der Ergebnisse (postprocessing)

Postprozessoren sind nur Werkzeuge zum Auswerten der Analyseergebnisse. Die Interpretation und Beurteilung der Ergebnisse muss durch den Anwender selbst vorgenommen werden.

4.3.2 Modellgeometrie

Für die grundlegenden Untersuchungen zur Optimierung der Aufheiz- und Abkühlphase beim Brand feuerfester Steine wurde ein Einzelstein mit dem Format NF2 (250 x 124 x 64 mm³) auf der Setzplatte (Dicke h = 64 mm) betrachtet. Der Modellbereich aus dem Tunnelofen ist in Bild 11 dargestellt.

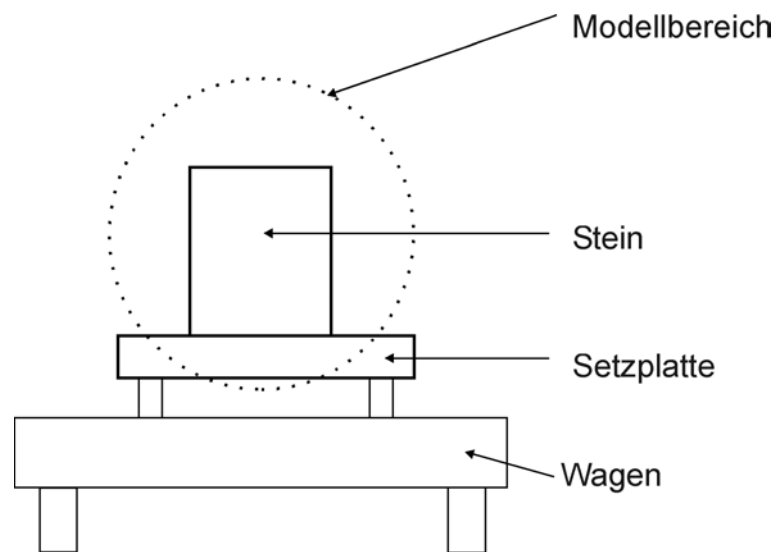


Bild 11: Darstellung des Modellbereiches

Zur Reduzierung der Modellgröße und damit zur Verringerung der Rechenzeiten sowie der Größe der Ergebnisdateien wurde eine Symmetrieffläche ausgenutzt und nur der halbe Modellbereich für die Modellgeometrie betrachtet. Die Lage der Symmetrieebene ist in Bild 12 zu sehen.

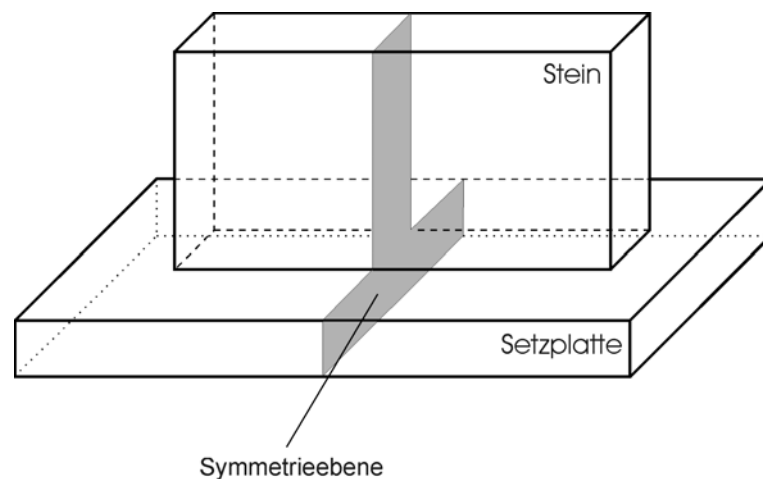


Bild 12: Lage der genutzten Symmetrieebene

4.3.3 Definition des Elementtyps

Für die transiente thermische Analyse wurde das 3-D-Temperatur-Volumenelement SOLID70 ausgewählt. Das Element hat acht Knoten mit einem Freiheitsgrad, der Temperatur, an jedem Knoten.

Für die anschließende statische Strukturanalyse wird der Elementtyp SOLID45 (Komplementärelement zu SOLID70) festgelegt. Dieses 3-D-Volumenelement ist durch acht Knoten definiert. Jeder Knoten hat drei Freiheitsgrade - die Verschiebungen in die drei Koordinatenrichtungen x, y und z.

4.3.4 Vernetzung des Geometriemodells

Durch das Vernetzen des Geometriemodells wird der zu simulierende Körper durch eine begrenzten Anzahl von Knoten (nodes) abgebildet. Die Anzahl dieser Knoten, d. h. die Feinheit des Knotenpunktnetzes, entscheidet, neben der Auswahl des Elementtyps (Ansatzfunktion) und der Anzahl an Berechnungszeitpunkten (so genannte Lastschritte, steps), maßgeblich über die Genauigkeit der Berechnung, die erforderliche Berechnungszeit sowie die Größe der Ergebnisdateien.

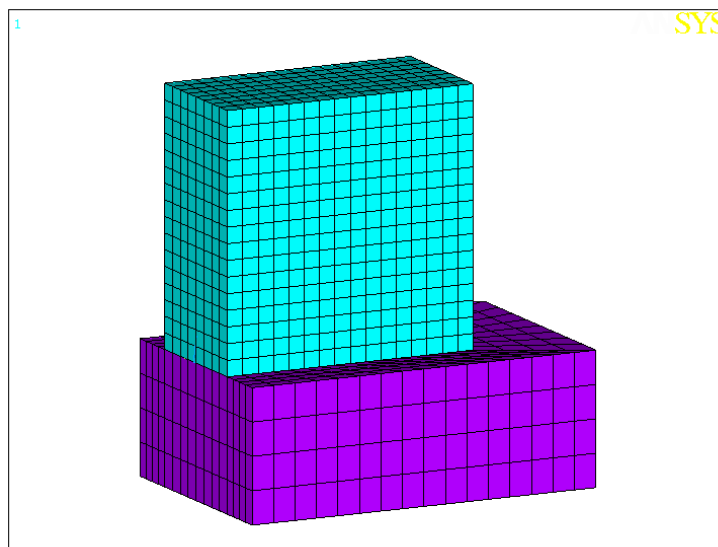


Bild 13: Darstellung des vernetzten Modells (4186 Knoten)

Bei den durchgeführten Berechnungen hat es sich als vorteilhaft erwiesen, wenn die Feinheit des Netzes möglichst über einen einzigen Netzparameter eingestellt werden kann. Dies ermöglicht eine schnelle und unkomplizierte Änderung zwischen einem groben Netz für schnelle Orientierungsrechnungen (666 Knoten) und einem feinen Netz für sehr zeitaufwändige, aber dafür entsprechend genauere Rechnungen (4186 Knoten, Bild 13).

Aus diesem Grund wurde auf eine indirekte (automatische) Generierung des Netzes verzichtet und die direkte Generierung, die diese schnelle Modifikation des Netzes ermöglicht, durchgeführt.

Modelltests zur Vernetzung des Geometriemodells zeigten, dass eine weitere Erhöhung der Knotenanzahl keine deutliche Erhöhung der Rechengenauigkeit bringt, da zwar mit zunehmender Knotendichte der Diskretisierungsfehler geringer wird, aber der numerische Fehler mit feinerem Netz zunimmt. Wie Untersuchungen bei der Fa. CADFEM in Grafing zeigen, kann es durchaus vorkommen, dass die Summe der Fehler aus Diskretisierung und Numerik mit größerer Element- und Knotenanzahl, also feinerem Netz, wieder ansteigt [190].

4.3.5 Eingabe der Stoffwerte

Die temperaturabhängigen Stoffwerte können tabellarisch oder als Polynom eingegeben werden. Zu beachten ist jedoch, dass auch die Polynomeingabe programmintern in eine Wertetabelle umgerechnet und als solche in der Berechnung verwendet wird. Es ist deshalb auch bei der Polynomeingabe zwingend erforderlich, die gewünschten Temperaturstützpunkte anzugeben. Zwischen den Temperaturstützpunkten werden die Stoffwerte vom Programm linear interpoliert. Der entstehende Fehler ist jedoch aufgrund der freien Vorgabe und der großen Anzahl an möglichen Temperaturstützpunkten unerheblich.

Dem Probekörper wird die Materialnummer 1 zugewiesen. Der Untergrund, der in der Praxis üblicherweise aus dem gebrannten Material des Probekörpers besteht, erhält die Materialnummer 2. Nach Beendigung der Aufheiz- und der Haltephase handelt es sich bei den Probekörpern um gebrannte Erzeugnisse. Entsprechend ändern sich die Stoffwerte. Aus diesem Grund wird vor dem Beginn der Abkühlphase die Materialnummer des Materials 1 (Stoffwerte des ungebrannten Steins) in die Materialnummer 3 (Stoffwerte des gebrannten Steins) umgewandelt. Die entsprechenden Befehle lauten:

```

/PREP7
esel,mat,1
mpchg,3,all
esel,all

```

Konsistentes Einheitensystem

Für die Berechnungen mit ANSYS muss ein Maß- und Einheitensystem für die Stoffwerte und Ergebnisse festgelegt werden. ANSYS hält dieses konsistente Einheitensystem während der gesamten Analyse ein. Grundlegende Festlegungen werden üblicherweise für die drei physikalischen Größen

- Kraft,
- Länge und
- Zeit

getroffen. Daraus ergibt sich ein vollständiger Satz von Einheiten für alle physikalischen Größen.

Da die Spannungen und Festigkeiten in der Mechanik üblicherweise in N/mm² angegeben werden, wurde das konsistente Einheitensystem „Newton, Millimeter, Sekunden“ verwendet. Über die Umrechnung

$$1 \text{ kg} = 1 \frac{\text{N} \cdot \text{s}^2}{\text{m}}$$

können die Einheiten der experimentell ermittelten Stoffwerte in das konsistente Einheitensystem überführt werden.

Als Umrechnungsgrößen ergeben sich:

Wärmeleitfähigkeit λ : $1 \frac{\text{W}}{\text{m} \cdot \text{K}} = 1 \frac{\text{N}}{\text{s} \cdot \text{K}}$

spezifische Wärmekapazität c : $1 \frac{\text{J}}{\text{kg} \cdot \text{K}} = 10^6 \frac{\text{mm}^2}{\text{s}^2 \cdot \text{K}}$

Rohdichte ρ_R : $1 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3} = 10^{-12} \frac{\text{N} \cdot \text{s}}{\text{mm}^4}$

Elastizitätsmodul E : $1 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$

Querkontraktionszahl ν : dimensionslos (0,2)

linearer Wärmeausdehnungskoeffizient $\alpha_{l,m}$: $\frac{1}{K}$

Wärmeübergangskoeffizient α : $1 \frac{W}{m^2 \cdot K} = 10^{-3} \frac{N}{mm \cdot s \cdot K}$.

4.3.6 Lösungsabschnitt (solution)

In diesem Schritt werden die Analyseart (stationär oder transient bzw. statisch oder dynamisch) und die Analyseoptionen (nichtlineare Berechnung, Einstellung der Endzeit und der Zeitschritte - Steps und Substeps) definiert, die Randbedingungen (Lasten und Lagerbedingungen) spezifiziert und die Berechnung gestartet („SOLVE“). Mit Hilfe dieser und der im Preprocessing gegebenen Informationen kann das Programm die Elementsteifigkeitsmatrizen aufstellen und daraus die Gesamtstruktursteifigkeitsmatrix und den Lastvektor aufbauen und das Gleichungssystem lösen.

Physikalische Grundlage für die Temperaturfeldberechnungen ist der erste Hauptsatz der Thermodynamik. Aus der Energiebilanz am infinitesimalen Volumenelement dV wird die Fouriersche Differentialgleichung

$$c \cdot \rho \cdot \frac{\partial T}{\partial t} = - \operatorname{div} \cdot (-\lambda \cdot \operatorname{grad} T) + \dot{w}_q \quad (4-1)$$

mit

c spezifische Wärmekapazität

ρ Dichte

T Temperatur

t Zeit

λ Wärmeleitkoeffizient

\dot{w}_q Wärmequellendichte

abgeleitet [154].

Die auftretenden Größen sind wiederzuerkennen, wenn die Differentialgleichung in das Gleichungssystem der Methode der Finiten Elemente (Tafel 4) umgewandelt wird. Die ausführliche Herleitung dieser Umwandlung ist z. B. in [89] zu finden. Die Wärmequelle oder -senke im Volumenelement stellt in der Matrizengleichung der FEM den Vektor der Wärmeströme dar. Auf diese Weise

können die an jedem Knoten des FEM-Modells zu- oder abgeführten Wärmeströme (einschließlich örtlicher Wärmequellen) abgebildet werden [61].

Physikalische Grundlage für die Verschiebungsanalyse ist die Bewegungsgleichung der Strukturmechanik

$$m \cdot \ddot{u} + c \dot{u} + k \cdot u = f(t) \quad (4-2)$$

mit

- m Masse
- \ddot{u} Beschleunigung, Ableitung der Geschwindigkeit nach der Zeit
- c Dämpfung
- \dot{u} Geschwindigkeit, Ableitung der Verschiebung nach der Zeit
- k Steifigkeit
- u Verschiebung
- $f(t)$ zeitlich veränderliche Kraft, Last.

In der FEM ergibt sich in der Matrixschreibweise eine entsprechende gekoppelte Gleichung der dynamischen Analyse

$$[M] \cdot \{\ddot{u}\} + [C] \cdot \{\dot{u}\} + [K] \cdot \{u\} = \{F(t)\} \quad (4-3)$$

mit

- $[M]$ Massenmatrix
- $\{\ddot{u}\}$ Beschleunigungsvektor
- $[C]$ Dämpfungsmatrix
- $\{\dot{u}\}$ Geschwindigkeitsvektor
- $[K]$ Steifigkeitsmatrix
- $\{u\}$ Verschiebungsvektor
- $\{F(t)\}$ Kraftvektor, Lastvektor.

Für die durchzuführende statische Strukturanalyse werden die Massenträgheits- und Dämpfungseffekte der Struktur vernachlässigt. Damit folgt für das zu lösende Gleichungssystem die in Tafel 4 dargestellte Matrixschreibweise [190].

Temperaturanalyse	Verschiebungsanalyse
$[C] \cdot \{\dot{T}\} + [K] \cdot \{T\} = \{Q(t)\} \quad (4-4)$ <p>mit:</p> <p>[C] Wärmekapazitätsmatrix</p> <p>{\dot{T}} Vektor der Temperaturänderungen</p> <p>[K] Leitfähigkeitsmatrix</p> <p>{T} Temperaturvektor</p> <p>{Q(t)} zeitlich veränderlicher Wärme- stromvektor, Lastvektor</p>	$[K] \cdot \{u\} = \{F(t)\} \quad (4-5)$ <p>mit:</p> <p>[K] Steifigkeitsmatrix</p> <p>{u} Verschiebungsvektor</p> <p>{F(t)} Kraftvektor, Lastvektor</p>

Tafel 4: Matrizenschreibweise der zu lösenden Gleichungssysteme [190], [229]

Als Lasten werden für die thermische Analyse die Wärmeübergangskoeffizienten und die Ofenraumtemperatur vorgegeben. Zu Beginn der Berechnung wird allen Knotenpunkten eine einheitliche Temperatur zugewiesen. Als Randbedingungen müssen insbesondere die in der Modellgeometrie ausgenutzten Symmetrien berücksichtigt werden.

Bei der transienten thermischen Analyse wird über die Symmetrieebene kein Wärmestrom übertragen, d. h. am Symmetrierand der Modellgeometrie tritt kein Temperaturgradient in der Richtung senkrecht zum Symmetrierand auf (Neumannsche Randbedingung [154]).

Die berechneten Temperaturverteilungen stellen in der statischen Strukturanalyse Lasten dar. Zusätzlich zu den Lasten müssen an verschiedenen Knoten starre Auflagerbedingungen definiert werden, damit das Gesamtsystem gegen Verschiebungen und Verdrehungen gesichert ist und ein statisch bestimmtes System entsteht. Diese Forderung wird durch so genannte Festhaltungen für die entsprechenden Freiheitsgrade an den bestimmten Knoten erfüllt. Am Symmetrierand müssen ebenfalls besondere Randbedingungen angegeben werden. Die Verschiebung der Knoten am Symmetrierand in der Richtung senkrecht zur Symmetrieebene muss durch die

Bindung des Verschiebungsfreiheitsgrades in dieser Richtung unterbunden werden.

Die drei Phasen des Brennprozesses (Aufheizphase, Haltephase und Abkühlphase, siehe Kapitel 3.2.2) werden für die Berechnung jeweils in einzelne Lastschritte (Berechnungszeitpunkte) unterteilt.

Da für jeden Lastschritt das Temperatur- und anschließend das Spannungsfeld berechnet werden muss, erhöht die Anzahl der Lastschritte direkt die erforderliche Berechnungszeit sowie die Größe der Ergebnisdateien und sollte deshalb möglichst gering sein. Andererseits darf die Anzahl der Lastschritte nicht zu gering sein, da sonst kritische Temperaturbereiche des Brennprozesses „überfahren“ werden können.

Die Modelltests haben gezeigt, dass entsprechend den vorgegebenen temperaturabhängigen Stoffwerten mindestens alle 25 Kelvin eine Berechnung der Temperatur- und Spannungsfelder erfolgen muss. Um dieses Kriterium zu erfüllen, wurde die Anzahl der Berechnungszeitpunkte (Lastschritte) für tonerdereiche Schamottesteine mit 130 und für saure Schamottesteine mit 114 festgelegt.

In den Bildern 14 und 15 sind die Lastschritte über der Brennzeit dargestellt.

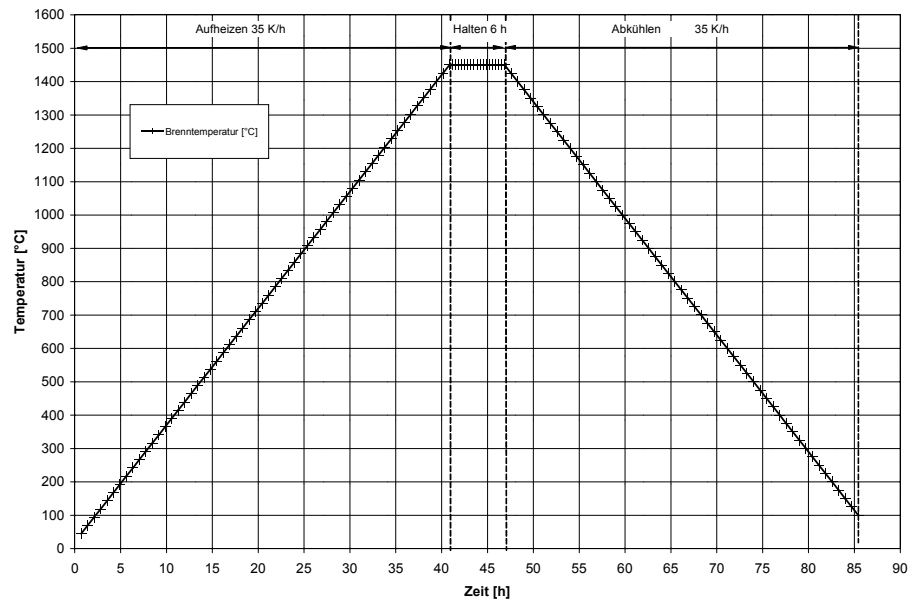


Bild 14: Brennkurve des tonerdereichen Schamottesteines mit den Berechnungszeitpunkten (130 Lastschritte)

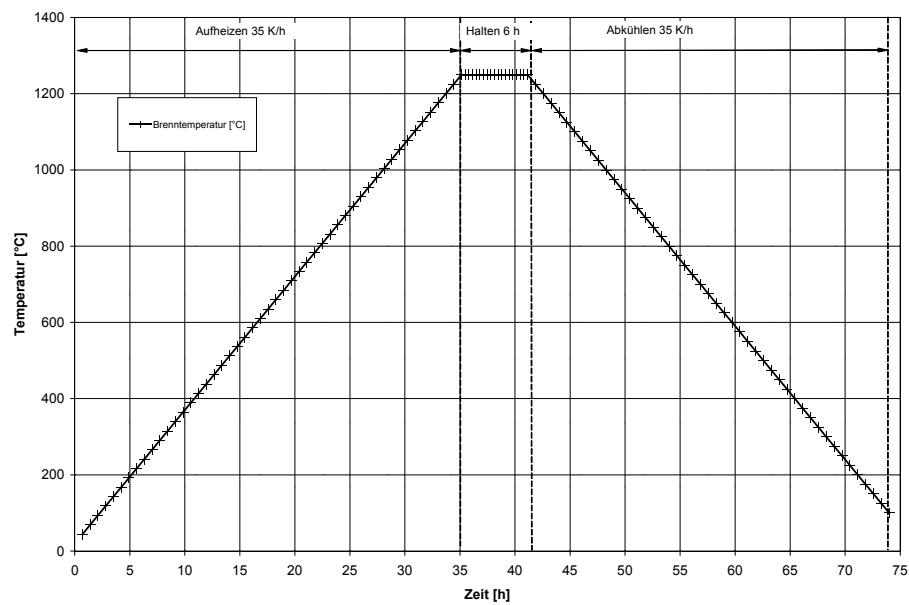


Bild 15: Brennkurve des sauren Schamottesteines mit den Berechnungszeitpunkten (114 Lastschritte)

Die Tafel 5 gibt einen Überblick über die Anzahl der Berechnungszeitpunkte in den einzelnen Abschnitten des Brandes.

Abschnitt der Brennkurve	Anzahl der Berechnungszeitpunkte (Lastschritte)	
	tonerdereicher Schamottestein	saurer Schamottestein
Aufheizphase	58	50
Haltezeit	18	18
Abkühlphase	54	46

Tafel 5: Anzahl der Berechnungszeitpunkte in den einzelnen Brennphasen für die beiden Schamottesteinqualitäten

Bei einer nichtlinearen Berechnung muss die Lösung für jeden Berechnungszeitpunkt durch eine Folge von Lösungsschritten iterativ bestimmt werden. Dabei werden zur Lösung eines jeden Lastschrittes (steps) eine Anzahl von Zwischenschritten (substeps) ausgeführt. Zur Zeitschrittoptimierung wird die automatische Lastschrittsteuerung für die Zwischenschritte genutzt. Die Ergebnisse der Zwischenschritte werden nicht gespeichert, weil sonst die Datenmenge überproportional ansteigt.

Neben der interaktiven Modellberechnung ermöglicht ANSYS die Durchführung der Berechnungen im Batch-Modus. Damit ist es möglich, mehrere Berechnungen automatisch in Folge ablaufen zu lassen, um dadurch Nacht- und Wochenendstunden effektiv als Berechnungszeit nutzen zu können. Dieser Berechnungsmodus eignet sich damit insbesondere für Parametervariationen.

4.4 Auswertung der Daten

4.4.1 Zielgrößen der Auswertung

Die Auswertung der Ergebnisse (postprocessing) beinhaltet:

- die Auswertung der Temperaturfelder,
- die Berechnung der maximalen Temperaturdifferenz im Feuerfeststein,
- die Auswertung der entsprechenden berechneten Vergleichsspannungen,
- den Vergleich der berechneten Vergleichsspannungen mit den Festigkeitswerten zur Beurteilung der maximal auftretenden Spannungen,
- die Beurteilung der geometrischen Lage der maximalen Spannungen im Feuerfeststein.

4.4.2 Festigkeitshypothese und Vergleichsspannung

Zur Bewertung mehrachsiger Spannungszustände ist die Ermittlung einer einachsigen Vergleichsspannung erforderlich. Die Auswahl der anzuwendenden Festigkeitshypothese richtet sich nach der Art der Ursache des Versagens und ist damit vom Werkstoffverhalten abhängig [152], [313], [314].

Ist mit einem Trennbruch senkrecht zur Hauptzugspannung zu rechnen, d. h. bei spröden Werkstoffen, ist die Normalspannungshypothese anzuwenden. Die Vergleichsspannung ergibt sich dann aus der maximalen Hauptspannung [315]. Hauptspannungen, auch als Hauptnormalspannungen bezeichnet, treten in den drei zueinander senkrecht stehenden Flächen auf (Hauptachsensystem), in denen die Schubspannungen null sind [316], [317], [311], [312], [318].

Dabei ist es üblich, die Hauptspannungen nach der Größe zu benennen [314], [319]. Es gilt für die drei Hauptspannungen:

$$\sigma_1 > \sigma_2 > \sigma_3 .$$

Diese Vorgehensweise wird auch von ANSYS angewandt. Entsprechend dieser Definition ist die erste Hauptspannung die für Keramiken maßgebliche Vergleichsspannung, wie auch aus der Literatur z. B. [235], [237], [320], [321], [322], [323], [324] ersichtlich wird.

4.4.3 Datenexport

Die Darstellung der Ergebnisse erfolgt in ANSYS in Form von farbschattierten Bildern mit der Angabe der Maximal- und Minimalwerte der ausgewerteten Größe (Temperaturen – TEMP; ersten Hauptspannungen – S1) oder in Form von Listen für einzelne Knoten.

Die Auswertung des zeitlichen Verlaufs dieser Extremwerte für alle Knoten des Modells ist nicht als Standardauswerterroutine vorhanden. Mit Hilfe der ANSYS-Parametersprache APDL (ANSYS Parametric Design Language) wurden deshalb entsprechende Dateien zum Auslesen der Extremwerte aller einzelnen Berechnungszeitpunkte geschrieben. Mit Hilfe dieser Dateien erfolgt der Datenexport in Textdateien mit Trennzeichen (*.txt), die dann in beliebigen

Tabellenkalkulationsprogrammen (z. B. Excel oder Techplot) ausgewertet werden können.

Die Auslesedateien gliedern sich in drei Teile:

- Auswahl der Knoten der auszuwertenden Geometrie (Gesamtmodell, Stein oder Untergrund),
- Auslesen der Extremwerte (Temperaturen oder erste Hauptspannungen) für alle Berechnungszeitpunkte,
- Datenexport in eine Text-Datei.

Beispielhaft sei hier die Auslesedatei für die Extremwerte der Temperaturen im Stein gegeben:

```

/prep7                                !Auswahl Stein
nselect,s,loc,z,0,h,1
nselect,r,loc,y,t/2,-t/2,1
nselect,r,loc,x,0,b/2,1
/post1
anz=130                                !Anzahl der auszuwertenden Lastschritte
esel,type,1
*dim,erg,array,anz,2
set,first
*do,i,1,anz,1
nselect,temp
*get,erg(i,1),sort,,max
*get,erg(i,2),sort,,min
set,next
*enddo
*cfopen,temppro1.txt                  !Datenexport
*vwrite,erg(1,1),erg(1,2)
(2f12.3)
*cfclose
fini

```

4.4.4 Vergleich zwischen Zugspannung und Zugfestigkeit

Wie bereits erwähnt, erfolgt der Trennbruch durch die Hauptzugspannung, da keramische Materialien eine vielfach kleinere Zugfestigkeit als Druckfestigkeit haben. In der Mechanik werden Zugspannungen durch ein positives Vorzeichen dargestellt. Entsprechend müssen die berechneten, maximal im Stein zu jedem Berechnungszeitpunkt vorhandenen, positiven Hauptspannungen mit den im vorliegendem Brennzustand vorhandenen Zugfestigkeiten, als kritischem Werkstoffkennwert bzw. Versagenskriterium, verglichen werden.

Experimentell konnte jedoch nur die Heißbiegefestigkeit ermittelt werden. Nach Schulle [4] beträgt die Zugfestigkeit bei feuerfesten Werkstoffen etwa die Hälfte der Heißbiegefestigkeit. Diese Größenordnung wird von Fiedler, Jeschke und Kienow [179] für Schamottesteine bestätigt.

Die Ermittlung der Zugfestigkeiten erfolgt deshalb näherungsweise durch eine Halbierung der Heißbiegefestigkeiten. Damit ist eine Bewertung der berechneten Spannungen hinsichtlich der Rissgefährdung in der Aufheiz- und der Abkühlphase möglich. Außerdem sind aber auch die Temperaturbereiche mit Reserven in der Aufheiz- und der Abkühlgeschwindigkeit erkennbar.

4.4.5 Lage der Spannungen

Die Lage der maximalen Zugspannungen innerhalb der Steingeometrie kann durch die Auswertung der farbschattierten Bilder der ersten Hauptspannung für die interessanten Berechnungszeitpunkte, d. h. die kritischen Temperaturen, erfolgen. Diese Angabe zur geometrischen Lage der kritischen Zugspannungen gibt einen Hinweis darauf, an welcher Stelle des Steines mit einer Schädigung (Rissen) zu rechnen ist.

4.5 Parameterstudien zur Bewertung des Einflusses der Stoffwerte

Als Ausgangsbasis wurden zunächst für frei vorgegebene, jedoch realitätsnahe, temperaturabhängige Stoffwerte unter Vorgabe einer realen Brennkurve die entstehenden Temperatur- und Spannungsfelder berechnet. Zur Bewertung des

Einfluss der einzelnen Parameter wurde in den weiteren Rechnungen jeweils nur ein Stoffwert prozentual verändert, d. h. dieser Stoffwerte wurde mit einem Faktor (0,5; 1,5 oder 2) multipliziert.

Die Wärmeleitfähigkeit, die Rohdichte und die spezifische Wärmekapazität fließen direkt in die Temperaturleitfähigkeit (Gleichung 2-5) ein. Die Erhöhung der Temperaturleitfähigkeit führt proportional zu einer Verringerung der auftretenden Wärmespannungen. Die Ergebnisse für die Wärmeleitfähigkeit sind in Bild 16 dargestellt. Bei der Rohdichte und der spezifischen Wärmekapazität führt eine Erhöhung der Stoffwerte gleichermaßen zur Verringerung der Temperaturleitfähigkeit (Gleichung 2-5). Die Ergebnisse der Berechnungen sind in Bild 17 zu sehen.

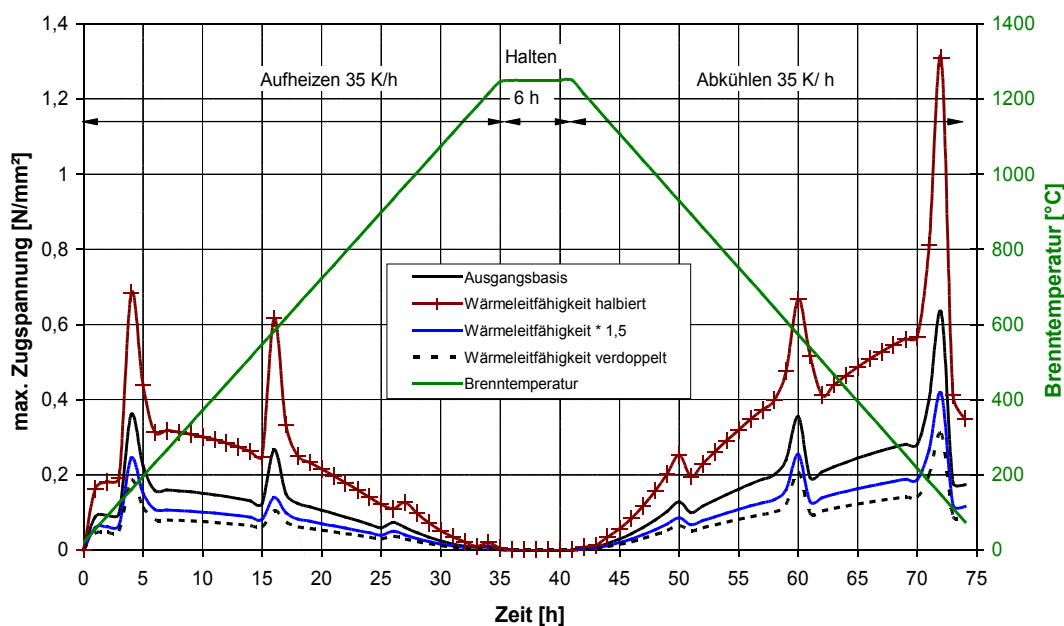


Bild 16: Spannungsverlauf bei Variation der Wärmeleitfähigkeit

Bei der Bewertung der Ergebnisse ist jedoch zu beachten, dass sich die Wärmeleitfähigkeit eines Brenngutes im Verhältnis zur spezifischen Wärmekapazität und insbesondere zur Rohdichte des Stoffes in einer größeren Bandbreite temperaturabhängig verändert.

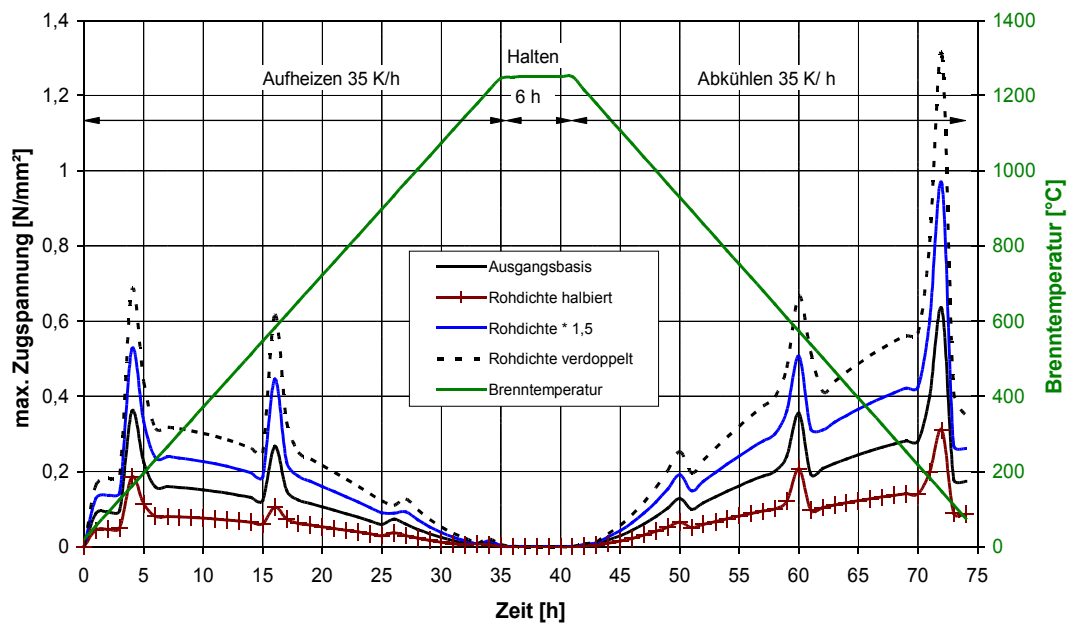


Bild 17: Spannungsverlauf bei Variation der Rohdichte

Der E-Modul und der mittlere lineare Wärmeausdehnungskoeffizient sind direkt proportional zu den entstehenden Wärmespannungen. Die Ergebnisse der Berechnungen für den E-Modul sind in Bild 18 zu sehen. Die prozentuale Veränderung des mittleren linearen Wärmeausdehnungskoeffizienten erzielt das gleiche Ergebnis. Entscheidend für die Bewertung der Einflussgrößen ist jedoch, dass sich sowohl der E-Modul als auch der mittlere lineare Wärmeausdehnungskoeffizient des Brenngutes in einem sehr großen Spektrum temperaturabhängig verändern können. Diese Bandbreite der temperaturabhängigen Veränderung kann mehr als eine Zehnerpotenz betragen und liegt damit deutlich über der möglichen temperaturabhängigen Veränderung der Wärmeleitfähigkeit.

Die Variation der Querkontraktionszahl hat nur einen sehr geringen Einfluss auf die entstehenden Wärmespannungen, wie Bild 19 zeigt.

Im Ergebnis kann festgestellt werden, dass der E-Modul und der mittlere lineare Wärmeausdehnungskoeffizient den größten Einfluss auf die entstehenden Spannungen haben.

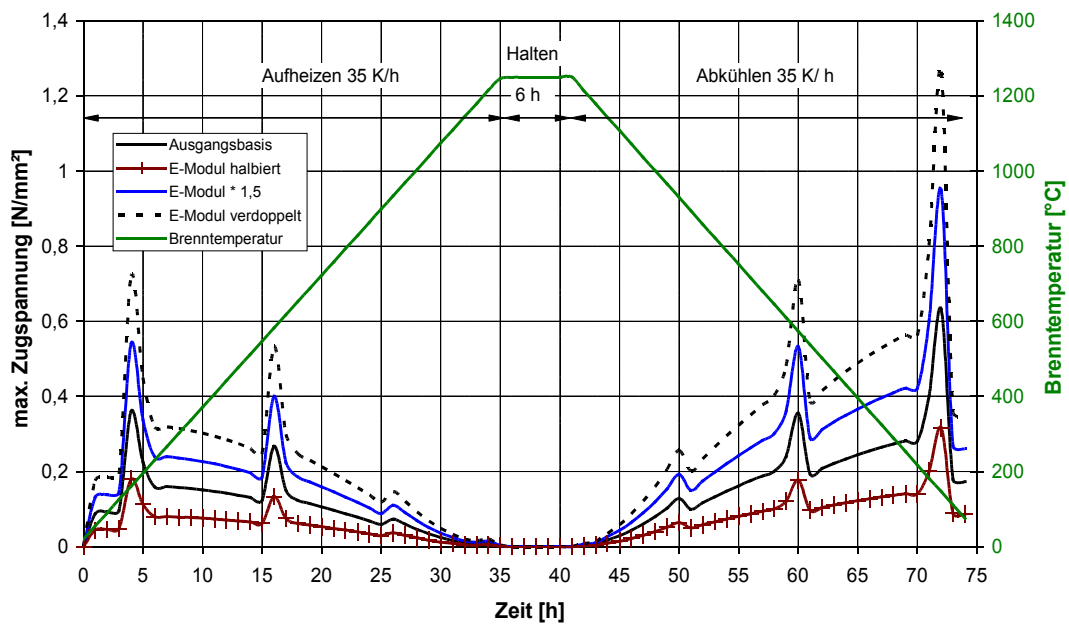


Bild 18: Spannungsverlauf bei Variation des E-Moduls

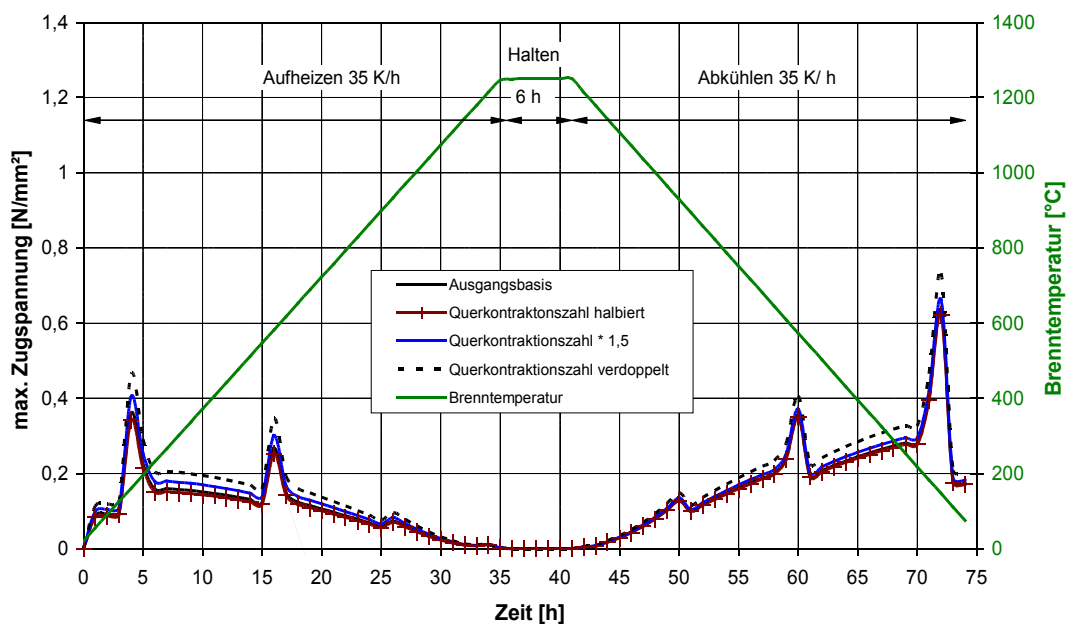


Bild 19: Spannungsverlauf bei Variation der Querkontraktionszahl

5. Ermittlung der Kennwerte für die ungebrannten und gebrannten Materialien

5.1 Charakterisierung der untersuchten Modellversätze

Da Schamottesteine beim Brand ein sehr komplexes Verhalten aufweisen, technisch nach wie vor bedeutsam und aus keramischer Sicht durch ihre Schmelzsinterung sehr interessant sind, wurden für die vorliegende Arbeit zwei typische Qualitäten aus dieser Stoffgruppe ausgewählt:

- ein tonereicher Schamottestein und
- ein tonerdearmer saurer Schamottestein.

Diese Modellversätze stellen die Randbereiche der Klassifikation „Schamotteerzeugnisse“ nach ISO 1109 dar. Sie unterscheiden sich durch die verwendeten Rohstoffe (unterschiedliche Tonminerale und unterschiedliche Tonanteile im Versatz), die Herstellungsart, in ihrer chemischen und mineralogischen Zusammensetzung und damit in ihren Eigenschaften und Materialkennwerten.

Die chemische Analyse der betrachteten Feuerfeststeine zeigt Tafel 6.

	Al ₂ O ₃	SiO ₂	Fe ₂ O ₃
tonereicher Schamottestein	45,2 %	52 %	0,95 %
saurer Schamottestein	21 %	71 %	1,1 %

Tafel 6: Chemische Analyse der betrachteten Feuerfeststeine

Die Herstellung der Schamottesteine erfolgt durch Zerkleinern und Klassieren der Rohschamotte, die mit Bindeton unter Zusatz von Flüssigkeit (Wasser und Sulfitablauge) gemischt wird, so dass eine pressfähige Masse entsteht.

Der tonereiche Stein wird nach dem Trockenpressverfahren hergestellt. Der Bindetonanteil der Pressmasse beträgt ca. 10 %, der Flüssigkeitsanteil 3 bis 5 %. Der saure Schamottestein wird halbtrocken geformt. Der Bindetonanteil ist daher deutlich größer und liegt bei knapp 30 %, während der Flüssigkeitsanteil auch nur 4 bis 6 % beträgt. Neben Rohschamotte, Bindeton und Flüssigkeit

wird der sauren Schamottemasse auch Quarz, z. B. in Form von Quarzsand, in geringen Mengen (ca. 5 %) zugegeben.

Die Formgebung erfolgt für beide Steine auf einer hydraulischen Presse mit beiderseitigem Drucksystem. Die Normalformatsteine (NF2) werden in einem mehrstufigen Pressvorgang mit Zwischenentlüftung bei einem maximalen Pressdruck von 80 MPa geformt. Die Steinrohlinge zeichnen sich durch eine gute Kantenschärfe und -festigkeit aus.

Beide Steinqualitäten werden vor dem Brand bei max. 150 °C bis zur Gewichtskonstanz getrocknet. Dabei wird das physikalisch gebundene Wasser aus den Grünkörpern ausgetrieben [325]. Brunk [285] gibt für trocken gepresste Schamottesteine eine Trockenzeit von ca. zwei Tagen bei einer maximalen Temperatur von 150 °C im Durchlauftrockner an.

Die Trocknung kapillar-poröser Körper stellt einen sehr komplexen Vorgang dar. Die wissenschaftlichen Grundlagen der Trocknungstechnik [326], [327] und die technische Realisierung der verschiedenen Trocknungsverfahren können der dazu vorliegenden speziellen Literatur entnommen werden [328], [329], [330], [331], [332], [333], [334], [335], [336], [337], [338], [339], [340], [341], [342], [343], [344], [345], [346], [347].

5.2 Probekörperherstellung

Zur Ermittlung der Materialkennwerte werden verschiedene Prüfverfahren angewandt. Für die einzelnen, meist genormten Prüfverfahren sind unterschiedliche Probekörpergeometrien erforderlich, die sicherstellen, dass das Gefüge der porösen heterogenen Feuerfestmaterialien entsprechend berücksichtigt wird.

Um den Einfluss der unterschiedlichen Probekörpergeometrien der einzelnen Prüfverfahren auf die Materialkennwerte auszuschließen, muss sichergestellt werden, dass alle Prüfkörper eines Modellversatzes für die Ermittlung der Materialkennwerte das gleiche Gefüge aufweisen. Dies ist besonders bei den

ungebrannten Schamottesteinen schwierig, da hier die Probekörper nicht wie bei den gebrannten Steinen aus einem Normalformatstein herausgeschnitten bzw. herausgebohrt werden können.

Für die Ermittlung der entscheidenden Materialkennwerte werden drei Probekörpergeometrien benötigt:

- Normalformatsteine NF 1 mit den Abmessungen 230 x 114 x 64 mm³ zur Messung der Wärmeleitfähigkeit,
- Riegel mit den Abmessungen 150 x 25 x 25 mm³ zur Bestimmung der Heißbiegefestigkeit und des statischen Elastizitätsmoduls,
- Zylinder mit einem Durchmesser von 50 mm, einer Höhe von 50 mm und einer axialen Mittelbohrung von 12,5 mm zur Bestimmung der thermischen Dehnung mit Hilfe der Haubenofenapparatur.

Die genannten Probekörper wurden für beide ungebrannten Schamottesteine aus jeweils einer Mischung der pressfähigen Masse hergestellt. Das Pressen der Prüfkörper erfolgte nach genauer Einwaage der erforderlichen Masse mit Hilfe einer hydraulischen Presse auf exakt die gleiche Grünrohichte, in der Praxis auch als „Frischraumgewicht“ bezeichnet. Die Grünrohichte des tonerdereichen Schamottesteins beträgt 2,30 g/cm³, des ungebrannten sauren Schamottesteines 2,10 g/cm³.

Der beidseitige, mehrstufige Pressvorgang mit Zwischenentlüftung auf die gleiche Rohdichte garantiert für alle drei Probekörpergeometrien einer Schamottequalität das gleiche Gefüge, insbesondere die gleiche Porosität. Da das Gefüge die zu ermittelnden Eigenschaften maßgeblich bestimmt, ist die ordnungsgemäße Herstellung der Probekörper von grundlegender Bedeutung für die zu ermittelnde Stoffwerte.

Die Herstellung aller Probekörper in den benötigten Stückzahlen erfolgte mit Hilfe speziell angefertigter Pressformen bei der Fa. Dr. C. Otto Feuerfest GmbH in Bochum. Nach dem Pressvorgang wurden die ungebrannten Probekörper (wie die betrachteten Steinrohlingen) bei max. 150 °C bis zur Gewichtskonstanz getrocknet.

Die Probekörper der gebrannten Schamottesteine (Riegel und Zylinder) wurden aus Normalformatsteinen geschnitten bzw. gebohrt, wobei die Pressrichtung beachtet wurde. Nach DIN EN 993-8 soll die Achse des Zylinders zur Ermittlung der thermischen Dehnung in Pressrichtung der Steine liegen. Das Abdrücken der Riegel zur Ermittlung der Heißbiegefestigkeit soll nach DIN EN 993-7 ebenfalls in Pressrichtung erfolgen. Zur Gewährleistung der Planparallelität der Ober- und Unterseite wurden die Probekörper, einschließlich der Normalformatsteine NF1 zur Bestimmung der Wärmeleitfähigkeit, entsprechend geschliffen.

5.3 Thermoanalytische Untersuchungen

5.3.1 Thermoanalyse des ungebrannten tonerdereichen Schamottesteins

a) Differenzthermoanalyse

Die Differenzthermoanalyse wurde mit einer DTA 404 S / 3 der Fa. Netzsch Gerätebau GmbH durchgeführt. Als Inertsubstanz diente $\alpha\text{-Al}_2\text{O}_3$. Die getrocknete tonerdereiche Schamottestein-Pressmasse wurde mit Hilfe einer Laborscheibenschwingmühle analysenfein (Körnung < 63 μm) aufgemahlen. Die Einwaage betrug für die beiden Substanzen je 200,0 mg. Die Untersuchungen wurden von Raumtemperatur bis zur Brenntemperatur von 1450 °C durchgeführt. Die Aufheizrate betrug 4 K/min. Zur Korrektur gerätetechnischer Fehler (z. B. Nullpunktdrift) wurde eine Nulllinie mit je 200 mg $\alpha\text{-Al}_2\text{O}_3$ im Proben- und im Referenztiegel aufgenommen.

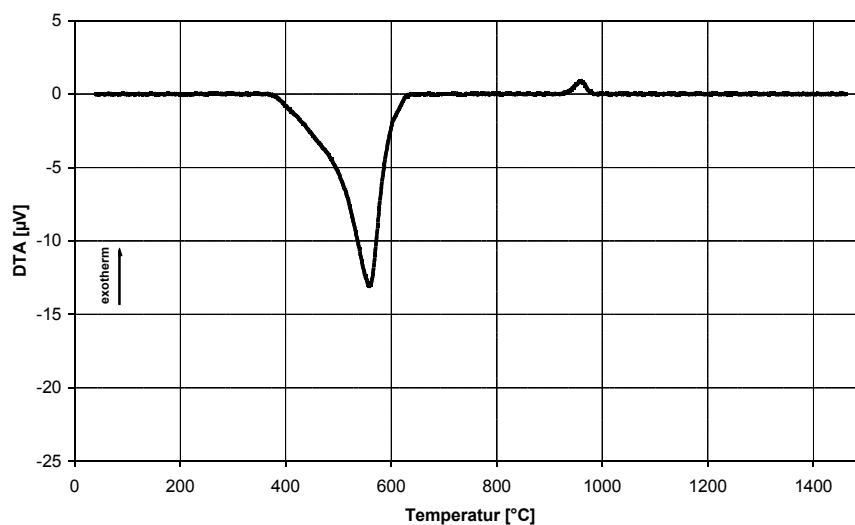


Bild 20: DTA des ungebrannten tonerdereichen Schamottesteins

Das Bild 20 zeigt die DTA des getrockneten ungebrannten tonerdreichen Schamottesteines. Der größte Ausschlag liegt zwischen 380 °C und 630 °C. Dieser Peak ist stark endotherm und auf die Abgabe des Bindeton-Kristallwassers zurückzuführen. Die Effektttemperatur liegt bei 560 °C. Der zweite Peak geht von 940 °C bis 980 °C (Effektttemperatur 960 °C) und ist exotherm. Es kann sich hierbei um die Bildung des Mullits oder um die Umwandlung von γ - zu α -Al₂O₃ handeln bzw. eine Kombination beider Prozesse [20].

Wiederholungsmessungen zeigen eine sehr gute Reproduzierbarkeit der Messergebnisse.

b) Thermogravimetrie

Für die thermogravimetrischen Untersuchungen wurde die Simultane Thermanalyse STA 409 der Fa. Netzsch Gerätebau GmbH verwendet. Die Einwaage betrug ebenfalls 200,0 mg für die analysenfein aufgemahlene Probe und für das Referenzmaterial (α -Al₂O₃). Das Aufheizen erfolgte mit 4 K/min von Raumtemperatur bis zur Brenntemperatur von 1450 °C. Zur Auftriebskorrektur und zur Korrektur gerätetechnischer Fehler wurde ein Blindversuch (Proben- einwaage: 200 mg α -Al₂O₃) bei gleicher Aufheizrate durchgeführt.

Die getrocknete tonerdreiche Schamottemischung zeigt einen Masseverlust von insgesamt ca. 1,3 % (Bild 21). Der überwiegende Teil (ca. 1 %) wird im Temperaturbereich von 380 °C bis 630 °C abgegeben. Diese Kristallwasserabgabe deckt sich mit der DTA-Untersuchung.

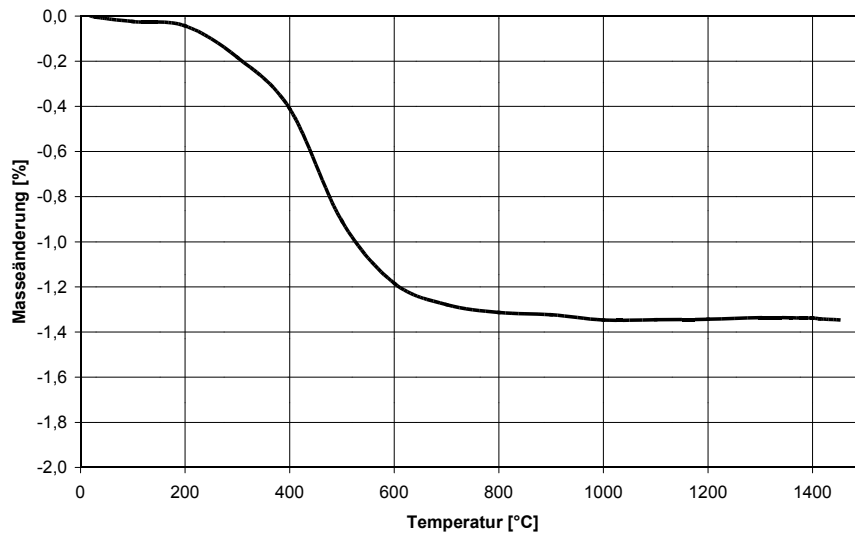


Bild 21: TG des ungebrannten tonerdereichen Schamottesteines

Der geringe Masseverlust (ca. 0,3 %) im Temperaturbereich bis 380 °C ist auf die Abgabe von Rest-Adsorptionswasser und Zwischenschichtwasser sowie das Ausbrennen von Rest-Sulfitablauge, einem organischen Klebemittel, welches den Steinrohlingen die erforderliche Trockenfestigkeit verleiht, zurückzuführen. Die bei der DTA ermittelte exotherme Reaktion um 960 °C verläuft ohne Masseänderung.

Auch die thermogravimetrischen Untersuchungen zeigen eine gute Reproduzierbarkeit der Untersuchungsergebnisse.

c) Dilatometrie

Mit Hilfe der Haubenofenapparatur 421 der Fa. Netzsch Gerätebau GmbH wurde die thermische Längenänderung gemessen. Der zylindrische Prüfkörper hat einen Durchmesser von 50 mm, eine Höhe von 50 mm und eine axiale Mittelbohrung von 12,5 mm [59].

Der ungebrannte tonerdereiche Schamottestein dehnt sich zunächst bis ca. 800 °C relativ gleichmäßig aus. Die reversible Modifikationsänderung des Quarzes ist aufgrund des hohen Rohschamotteanteils kaum erkennbar. Der

größte Anstieg liegt zwischen 100 °C und 200 °C und ist auf die reversible Modifikationsänderungen des Cristobalits zurückzuführen.

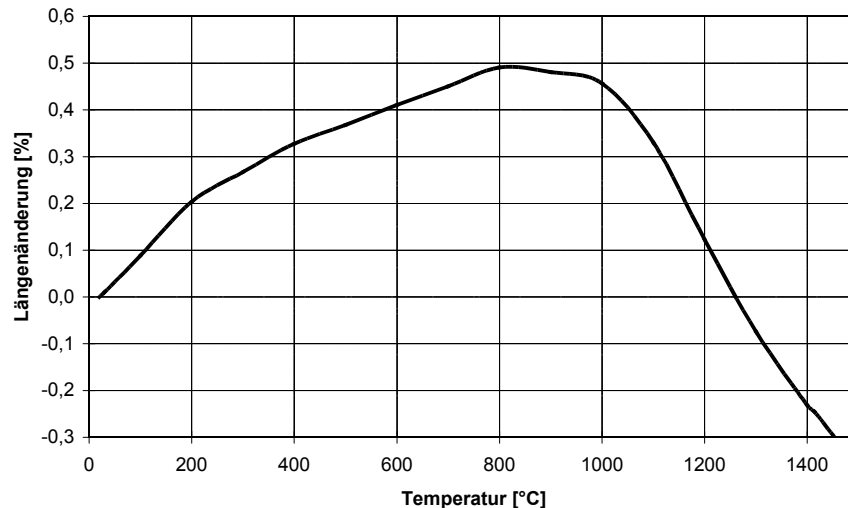


Bild 22: Thermische Längenänderung des ungebrannten tonerdereichen Schamottesteines

Zwischen 800 °C und 950 °C schwindet der tonerdreiche Stein nur sehr gering. Bei etwa 925 °C zerfällt das Kaolinitgitter vollständig, ab 950 °C setzt die Reaktion des Al_2O_3 und SiO_2 zu Mullit ein [5]. Neben dieser Festkörperreaktion beginnt ab ca. 1000 °C die nasse Sinterung, die durch das Auftreten von Schmelzphasen gekennzeichnet ist. Oberhalb 1100 °C liegen nur Mullit, Cristobalit und Schmelzphase vor.

Wie Bild 22 zeigt, ist der Sinterprozess im Bereich der Aufheizphase (1000 °C bis 1450 °C) mit einer Schwindung von ca. 0,8 % verbunden.

5.3.2 Thermoanalyse des gebrannten tonerdereichen Schamottesteins

Die Differenzthermoanalyse und die thermogravimetrische Analyse des gebrannten tonerdereichen Schamottesteines zeigen keine markanten Punkte. Mineralogisch besteht der gebrannte Stein aus ca. 55 % Mullit, 25 % Cristobalit und 20 % Glasphase.

Die thermische Dehnung bis zur Brenntemperatur zeigt Bild 23. Der Kurvenverlauf flacht mit zunehmender Temperatur ab.

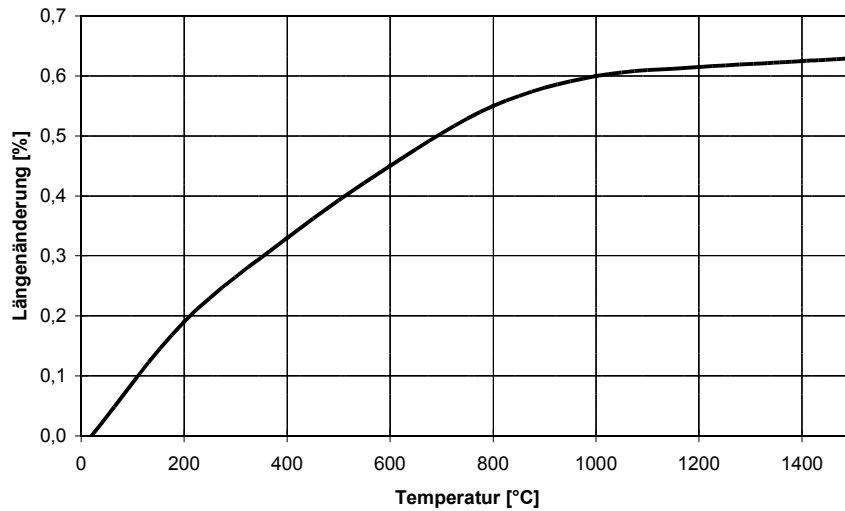


Bild 23: Thermische Längenänderung des gebrannten tonerdereichen Schamottesteines

5.3.3 Thermoanalyse des ungebrannten sauren Schamottesteins

a) Differenzthermoanalyse

Die Differenzthermoanalyse der getrockneten und analysenfein aufgemahlene sauren Schamottestein-Pressmasse wurde mit den gleichen Parametern wie die DTA des tonerdereichen Schamottesteines durchgeführt, jedoch nur bis 1250 °C, der Brenntemperatur des sauren Schamottesteines.

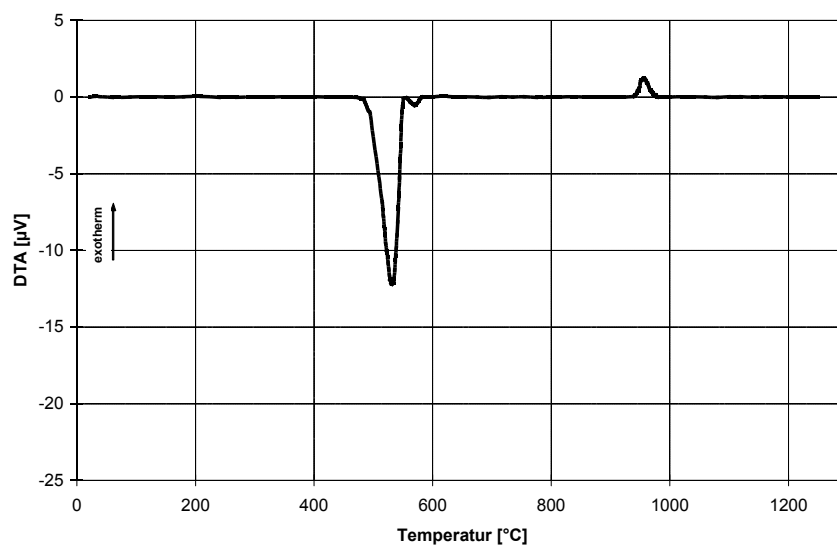


Bild 24: DTA des ungebrannten sauren Schamottesteines

Es sind zwei endotherme und ein exothermer Peak erkennbar (Bild 24).

Zwischen 480 °C und 560 °C wird das Kristallwasser der Tonminerale abgegeben. Dieser stark endotherme Peak hat eine Effekttemperatur von ca. 530 °C.

Direkt im Anschluss an diesen physikalischen Vorgang ist die β - α -Quarzumwandlung (Quarzsprung) bei ca. 573 °C erkennbar. Diese reversible Modifikationsänderung ist ebenfalls endotherm und läuft in einem sehr engen Temperaturbereich ab. Ursache für diese Reaktion sind die kieselsäurereichen Rohstoffe, teilweise auch der Zusatz von Quarzsand zur sauren Schamottemasse.

Zwischen 940 °C und 980 °C findet wie beim ungebrannten tonerdereichen Stein ein exothermer Vorgang (Mullitbildung und / oder γ - zu α -Al₂O₃-Umwandlung) statt.

b) Thermogravimetrie

Die Untersuchungen in der Thermowaage zeigen für den getrockneten ungebrannten sauren Schamottestein einen Masseverlust von ca. 1,5 % (Bild 25).

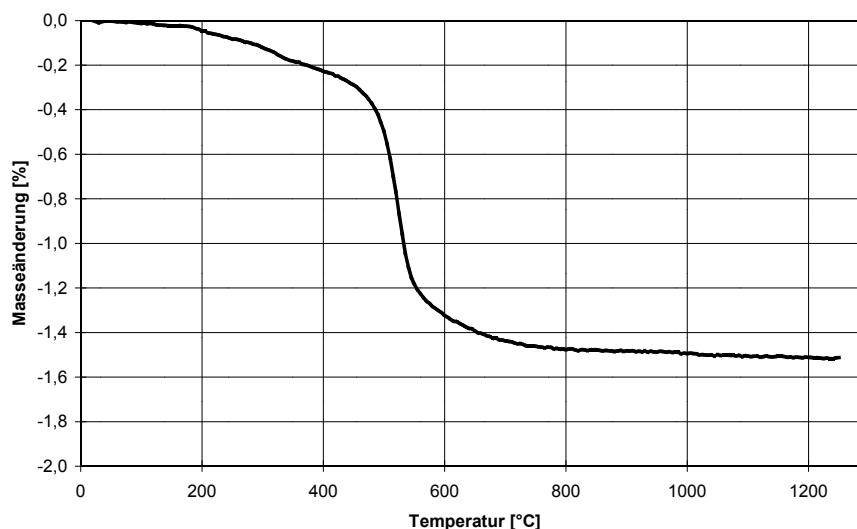


Bild 25: TG des ungebrannten sauren Schamottesteines

Der Temperaturbereich bis ca. 450 °C ist durch eine sehr geringe Masseänderung (Abgabe von Rest-Adsorptionswasser und Zwischenschichtwasser) von ca. 0,3 % gekennzeichnet. Die größte Masseabnahme von ca. 1 % erfolgt in einem sehr engen Temperaturbereich. Hierbei handelt es sich um die Abgabe des Kristallwassers. Dieser Temperaturbereich wird in der DTA-Untersuchung als endotherme Wärmetönung sichtbar. Im weiteren Temperaturverlauf tritt keine merkliche Masseänderung mehr auf.

c) Dilatometrie

Bild 26 zeigt die thermische Dehnung des ungebrannten sauren Schamottesteines, die im unbelasteten Haubenofen ermittelt wurde.

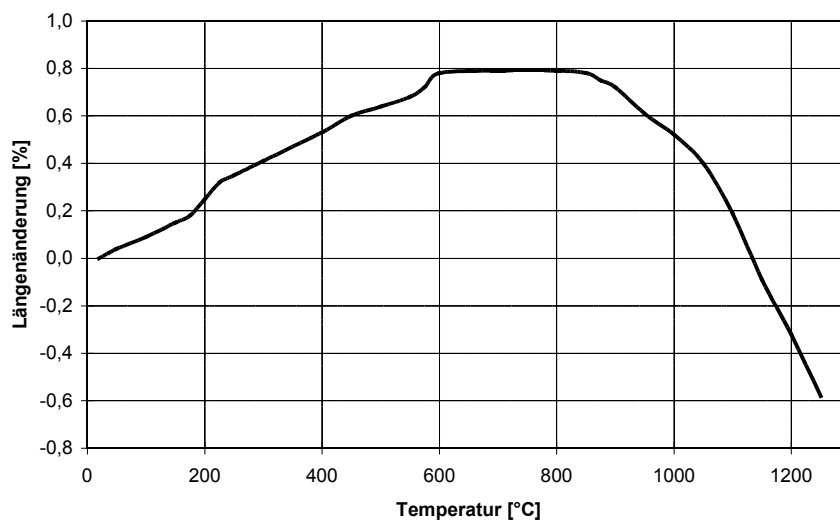


Bild 26: Thermische Längenänderung des ungebrannten sauren Schamottesteines

Bis 600 °C dehnt sich der Probekörper aus. Der Kurvenverlauf zeigt hier zwei Unstetigkeiten. Im Temperaturbereich um 200 °C erkennt man die β - α -Modifikationsänderung des Cristobalits [23], während bei 573 °C die β - α -Modifikationsänderung des Quarzes abläuft.

In einem Plateau zwischen 600 °C und 850 °C hat die Probe ihre maximale Ausdehnung von 0,8 % erreicht. Im Vergleich mit dem ungebrannten tonerereichen Schamottestein zeigt sich, dass die Wärmedehnung mit wachsendem

SiO₂-Gehalt zunimmt. Oberhalb 600 °C ist der Einfluss des Quarzes, bedingt durch die geringe Wärmedehnung der α -Modifikation, jedoch kleiner [20].

Ab ca. 850 °C setzt eine starke Schwindung, die mit dem Gitterzerfall der Tonminerale verbunden ist, ein. Nach dem Beginn der Mullitbildung bei ca. 950 °C geht die an der Bildung des Mullits nicht beteiligte Kieselsäure ab etwa 1100 °C teilweise in Cristobalit über (irreversible Modifikationsänderung).

5.3.4 Thermoanalyse des gebrannten sauren Schamottesteins

Die Differenzthermoanalyse und die thermogravimetrische Analyse zeigen keine signifikanten Veränderungen im gebrannten Material. Lediglich der Quarzsprung ist aufgrund des Restquarzgehaltes als schwacher endothermer Peak bei ca. 573 °C erkennbar.

Die thermische Dehnung (Bild 27) ist jedoch stark nichtlinear. Dafür verantwortlich ist neben dem Cristobalit das in den sauren Schamottesteinen vorhandene Quarzkorn.

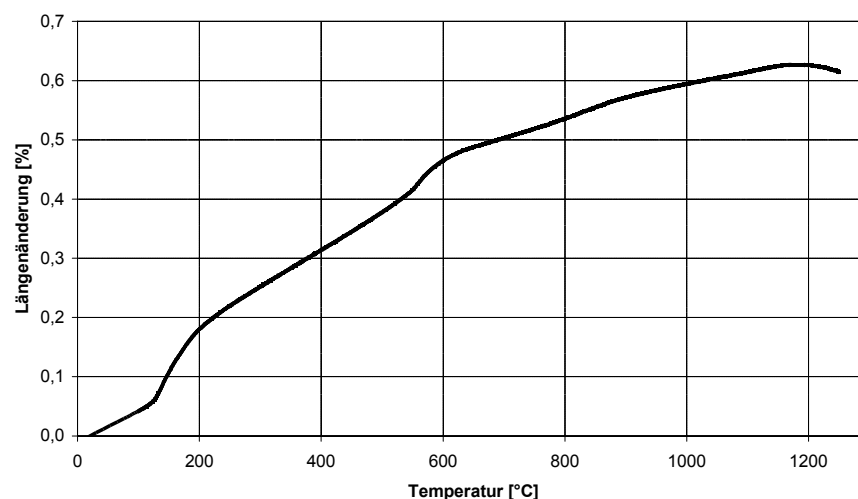


Bild 27: Thermische Längenänderung des gebrannten sauren Schamottesteines

Der gemessene sprunghafte Verlauf zwischen ca. 130 °C und 200 °C ist auf die reversible Modifikationsänderung des Cristobalits zurückzuführen. Die

Modifikationsänderung des Quarzes ist durch eine Unstetigkeit in der Dehnungskurve von ca. 560 °C bis 580 °C erkennbar.

5.4 Erforderliche Stoffwerte

5.4.1 Stoffwerte für die Berechnung der Temperaturfelder

Für die instationäre Berechnung der Temperaturfelder werden die Wärmeleitfähigkeit λ , die Rohdichte ρ_R und die spezifische Wärmekapazität c als Funktion der Temperatur benötigt.

a) Wärmeleitfähigkeit

Die allgemeinen Grundlagen des Wärmetransportes in heterogenen porösen feuerfesten Werkstoffen erläutert Schulle in [4]. Ebenso werden in der Literatur die verschiedenen stationären und instationären Verfahren zur experimentellen Bestimmung der Wärmeleitfähigkeit beschrieben [348], [349], [350], [351], [352], [353], [354].

Zur Ermittlung der Wärmeleitfähigkeit eignet sich für diese Untersuchungen insbesondere das Heißdrahtverfahren nach DIN EN 993-14 und -15. Bei diesem instationären (bzw. dynamischen) Verfahren wird der Temperaturanstieg einer linearen, im Messkörper enthaltenen Wärmequelle (Heißdraht) mit zeitlich gleichbleibender und über der Länge des Messprobekörpers konstanter Leistungsabgabe gemessen. Der Temperaturanstieg der linearen Wärmequelle ist von der Wärmeleitfähigkeit des umhüllenden Probenmaterials direkt abhängig.

Als Probekörper dienen Normalformatsteine NF1 (230 x 114 x 64 mm³). Die Berücksichtigung des Gefüges und dessen Veränderungen, z. B. der Porosität, erfolgt dabei direkt in den Messwerten, wie die Untersuchungen von Schulle und Kutzendörfer für poröse Leichtsteine zeigen [355].

Zur praktischen Anwendung des Heißdrahtverfahrens existieren zwei messtechnische Varianten:

– Messkreuzverfahren

Hier wird die Temperaturanstiegskurve in Abhängigkeit von der Zeit direkt auf dem Heißdraht durch ein aufgeschweißtes Thermoelement registriert. Der Messbereich reicht von 0,1 bis 1,5 W/(m·K) (ISO 8894-1).

– Paralleldrahtverfahren

Hier wird die Temperaturanstiegskurve in einem Abstand ($r \approx 15$ mm) von der linienförmigen Wärmequelle gemessen.

Das Paralleldrahtverfahren ist gemäß ISO 8894-2 für Werkstoffe mit einer Wärmeleitfähigkeit von 0,1 bis 25 W/(m·K) geeignet.

Wegen der Gefüge-Inhomogenitäten feuerfester Werkstoffe muss immer mit größeren Streubreiten bei der Angabe der Wärmeleitfähigkeit gerechnet werden [5], [4].

Die Wärmeleitfähigkeit der ungebrannten Schamottesteine wurde nach dem Heißdrahtverfahren, Messanordnung Paralleldrahtverfahren am Deutschen Institut für Feuerfest und Keramik GmbH in Bonn bestimmt. Die Messungen erfolgten mit dem Wärmeleitfähigkeitsprüfer TCT 426 der Fa. Netzsch Gerätebau GmbH. Die Heißdrahtlänge betrug 210 mm, der Abstand zwischen Heißdraht und Thermoelement $r = 15,5$ mm.

Die Erwärmung der ungebrannten Probekörper auf die Prüftemperaturen erfolgte mit definierten Aufheizbedingungen (35 K/h) gemäß der realen Brennkurve. Die Messzeit, nach der die Wärmeleitfähigkeit bei Prüftemperatur nahezu konstant wird, ist werkstoffabhängig. Für jede Prüftemperatur wurden mindestens drei Messungen durchgeführt. Als Messergebnis wurde vom Deutschen Institut für Feuerfest und Keramik gemäß der DIN-Norm der Mittelwert zweier Prüfungen bei jeder Temperatur angegeben, wobei der in jeder Prüfung ermittelte Einzelwert nicht mehr als 5 % vom Mittelwert abweichen darf [DIN EN 993-15].

Die Wärmeleitfähigkeit wird im wesentlichen durch die Porosität und die Porengrößenverteilung bestimmt [19], [356]. Mit steigender Porosität (geringerer Rohdichte) und abnehmender Porengröße erniedrigt sich die Wärmeleitfähigkeit [5].

Unter Berücksichtigung der Wärmeleitfähigkeitsmesswerte von Klinger [16] für einen ungebrannten tonerdereichen Schamottestein (Bezeichnung: lx, roh) im Temperaturbereich von 20 °C bis 1000 °C wurden als Messtemperaturen für den ungebrannten tonerdereichen Schamottestein 200 °C, 600 °C, 1000 °C und 1450 °C gewählt. Die Wärmeleitfähigkeit des ungebrannten tonerdereichen Schamottesteines ist in Bild 28 dargestellt. Die ermittelte Temperaturabhängigkeit der Wärmeleitfähigkeit bestätigt die Ergebnisse von Klinger. Im Temperaturbereich zwischen 20 °C und 200 °C wurde die Wärmeleitfähigkeit linear extrapoliert.

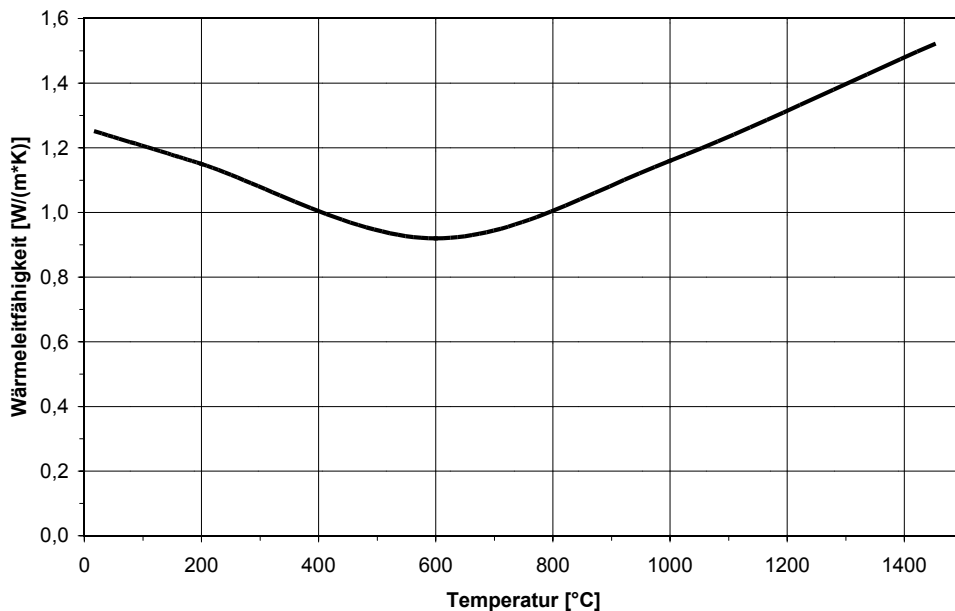


Bild 28: Wärmeleitfähigkeit des ungebrannten tonerdereichen Schamottesteines

Im Gegensatz zum ungebrannten tonerdereichen Schamottestein sind für den ungebrannten sauren Schamottestein in der Literatur keine Angaben zur Wärmeleitfähigkeit vorhanden.

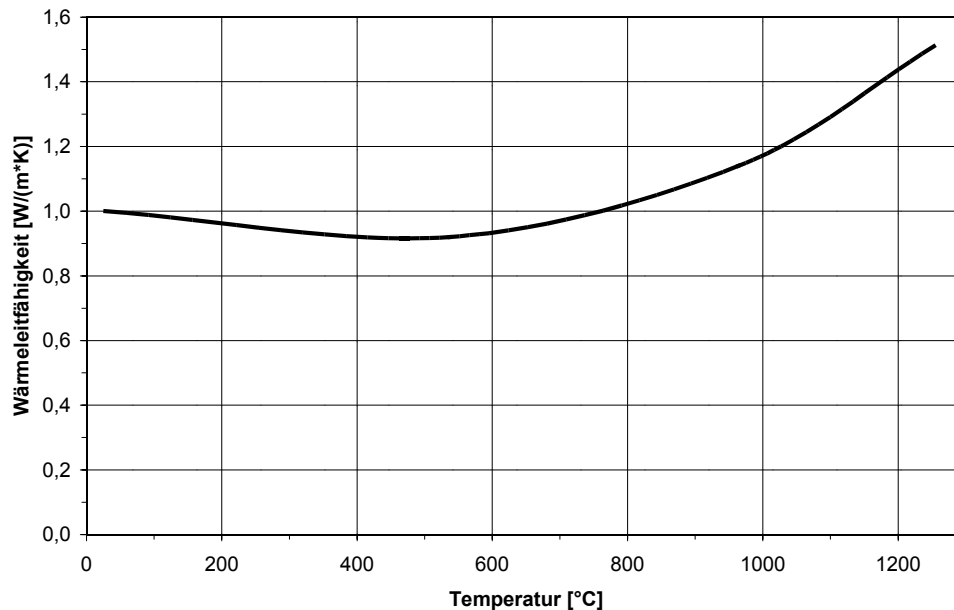


Bild 29: Wärmeleitfähigkeit des ungebrannten sauren Schamottesteines

Als Prüftemperaturen wurden - neben der Raumtemperatur und der Brenntemperatur - die beiden in den thermoanalytischen Untersuchungen ermittelten Effektemperaturen ausgewählt. Bild 29 zeigt den gemessenen temperaturabhängigen Verlauf der Wärmeleitfähigkeit des ungebrannten sauren Schamottesteines.

Wie ein Vergleich der Bilder 28 und 29 zeigt, sind die Unterschiede in der Wärmeleitfähigkeit der beiden ungebrannten Schamottesteinqualitäten gering.

Für die gebrannten Schamottesteine liegen in der Literatur temperaturabhängige Werte der Wärmeleitfähigkeit vor. So werden in den „Arbeitsblättern für wärmetechnische Berechnungen“ [357] für gebrannte tonerdreiche und saure Schamottesteine die gleichen Wärmeleitfähigkeiten angegeben (Blatt 202.3 in [357]). Ebenso ist bei gebrannten Schamottesteinen zwischen den Herstellungsverfahren „trocken geformt“ und „halbtrocken geformt“ kein Unterschied in der Wärmeleitfähigkeit vorhanden (Blatt 202.4 in [357]). Auf dieser Grundlage wird für beide gebrannten Steine die gleiche temperaturabhängige Wärmeleitfähigkeit gemäß dem Datenblatt der Dr. C. Otto Feuerfest GmbH [35] angenommen (Bild 30).

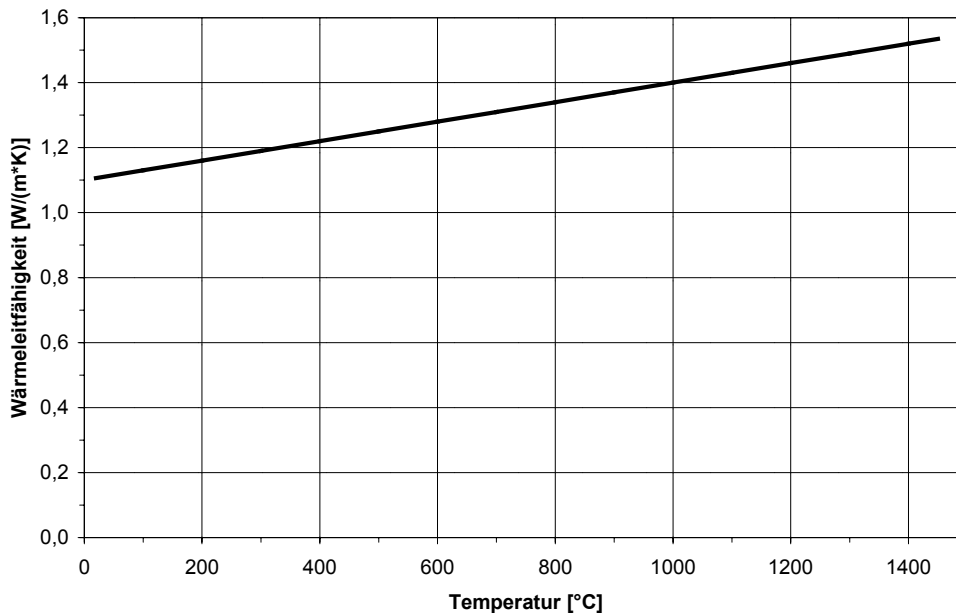


Bild 30: Wärmeleitfähigkeit der gebrannten Schamottesteine

b) Rohdichte

Die Rohdichte (früher Raumgewicht R_g genannt) ist das Verhältnis der Masse eines trockenen porösen Körpers zu seinem Gesamtvolumen (einschließlich des Porenraumes). Die Bestimmung bei Raumtemperatur erfolgt üblicherweise

- durch das Ausmessen und Wiegen eines Probekörpers oder
- nach DIN EN 993-1 durch die Bestimmung der Masse des getrockneten Probekörpers und der scheinbaren Masse des Probekörpers, eingetaucht in der Flüssigkeit, mit der dieser vorher unter Vakuum getränkt wurde sowie der Masse des noch mit Flüssigkeit getränkten Probekörpers in Luft.

Der ungebrannte tonerreiche Schamottestein hat eine Rohdichte von $2,30 \text{ g/cm}^3$. Nach dem Brand hat dieser Stein eine Rohdichte von $2,33 \text{ g/cm}^3$.

Die Rohdichte des ungebrannten sauren Schamottesteines beträgt $2,10 \text{ g/cm}^3$, die des gebrannten sauren Schamottesteines $2,14 \text{ g/cm}^3$.

Zur Beschreibung der Abhängigkeit der Rohdichte von der Temperatur wird die Rohdichte üblicherweise über die z. B. im Dilatometer oder Haubenofen bestimmte Wärmedehnungskurve berechnet. Diese Berechnung berücksichtigt jedoch nicht alle stofflichen Veränderungen des Materials. Speziell die Masse-

verluste der Grünkörper in der Aufheizphase, z. B. durch das Austreiben von chemisch gebundenem Wasser oder Bindern, werden dabei vernachlässigt.

Klinger [16] bestimmt die Rohdichte von Schamottesteinen als Funktion der Brenntemperatur. Als Prüftemperatur gibt er aber 20 °C an. Dadurch werden zwar die irreversiblen Masseverluste beim Brand der Grünkörper berücksichtigt, die reversible thermische Dehnung wird jedoch vernachlässigt.

Auf der Grundlage der experimentell bestimmten thermischen Dehnung und der thermogravimetrischen Untersuchungen kann die Rohdichte jedoch berechnet werden. Geht man davon aus, dass die relative temperaturabhängige Längenänderung (thermische Dehnung, Gl. 2-3) richtungsunabhängig ist (Quasi-isotropie), so folgt für das Steinvolumen

$$V_{\varepsilon}(T) = V(T_0) \cdot (1 + \varepsilon(T))^3 \quad (5-1)$$

bzw. für die Rohdichte

$$\rho_{R,\varepsilon}(T) = \rho(T_0) \cdot \frac{1}{(1 + \varepsilon(T))^3} \quad (5-2)$$

wobei die relative thermische Längenänderung prozentual für den tonerereichen Schamottestein in den Bildern 22 (ungebrannt) und 23 (gebrannt), für den sauren Schamottestein in den Bildern 26 (ungebrannt) und 27 (gebrannt) angegeben ist. Bild 31 zeigt beispielhaft die temperaturabhängige Rohdichte des ungebrannten tonerereichen Schamottesteines unter Berücksichtigung der thermischen Dehnung.

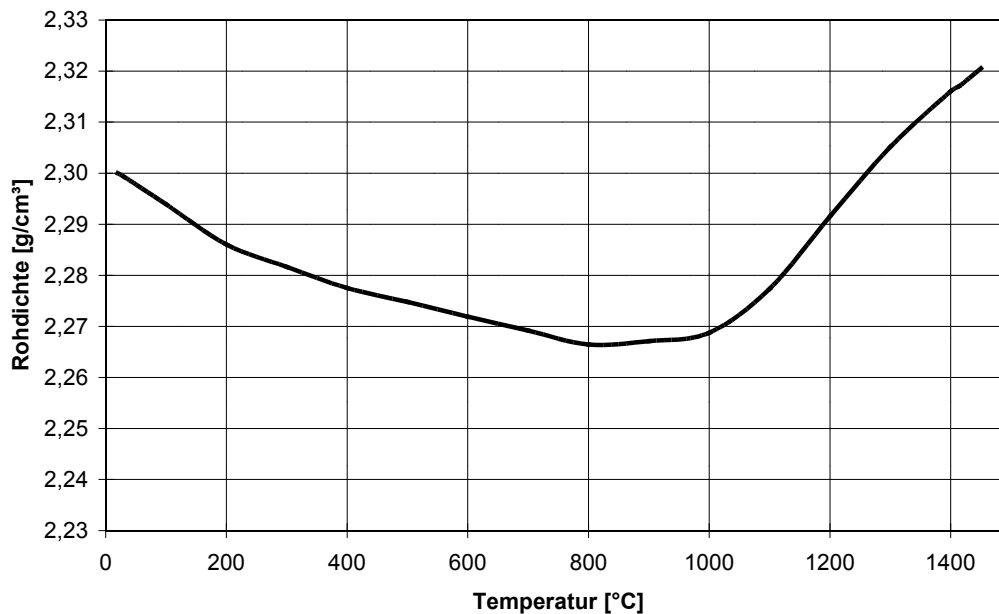


Bild 31: Rohdichte des ungebrannten tonerreicheren Schamottesteines unter Berücksichtigung der thermischen Dehnung

Für die ungebrannten Schamottesteine müssen zusätzlich noch die thermogravimetrisch ermittelten Masseänderungen $\Delta m/m_0$ in der temperaturabhängigen Rohdichte berücksichtigt werden. Damit ergibt sich für die Rohdichte

$$\rho_R(T) = \rho_{R,\varepsilon}(T) \cdot \left(1 + \frac{\Delta m}{m_0}\right) \quad (5-3)$$

Das Bild 32 zeigt den temperaturabhängigen Verlauf der Rohdichte des ungebrannten tonerreicheren Schamottesteines unter Berücksichtigung der thermischen Dehnung und der Masseänderung.

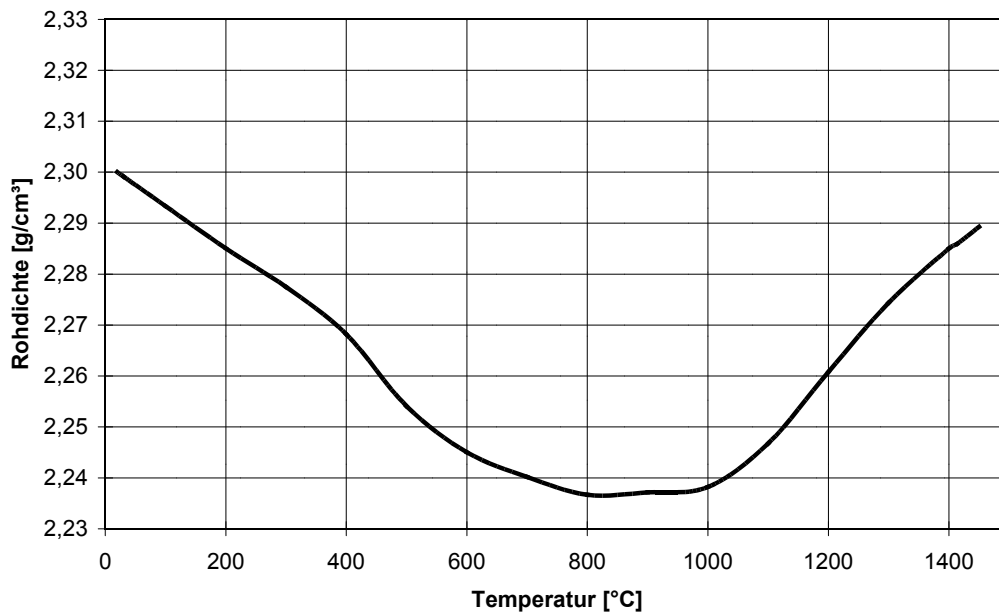


Bild 32: Rohdichte des ungebrannten tonerdereichen Schamottesteines unter Berücksichtigung der thermischen Dehnung und der Masseänderung

Da in den thermogravimetrischen Untersuchungen für die gebrannten Schamottesteine keine Masseänderung festgestellt wurde, gilt

$$\rho_R(T) = \rho_{R,\varepsilon}(T) \quad . \quad (5-4)$$

Im Bild 33 ist die Rohdichte des gebrannten tonerdereichen Schamottesteines als Funktion der Temperatur dargestellt.

Die Werte für die Rohdichte des ungebrannten und des gebrannten sauren Schamottesteins als Funktion der Temperatur können aus den Bildern 34 und 35 entnommen werden.

Insgesamt muss jedoch festgestellt werden, dass sich die Rohdichte während der Aufheiz- und der Abkühlphase nur minimal ändert (< 5 %). Im Verhältnis zur Wärmeleitfähigkeit, die sich beispielsweise während der Aufheizphase um mehr als 50 % verändert (Bilder 28 und 29), ist die Schwankungsbreite der Rohdichte von untergeordneter Bedeutung.

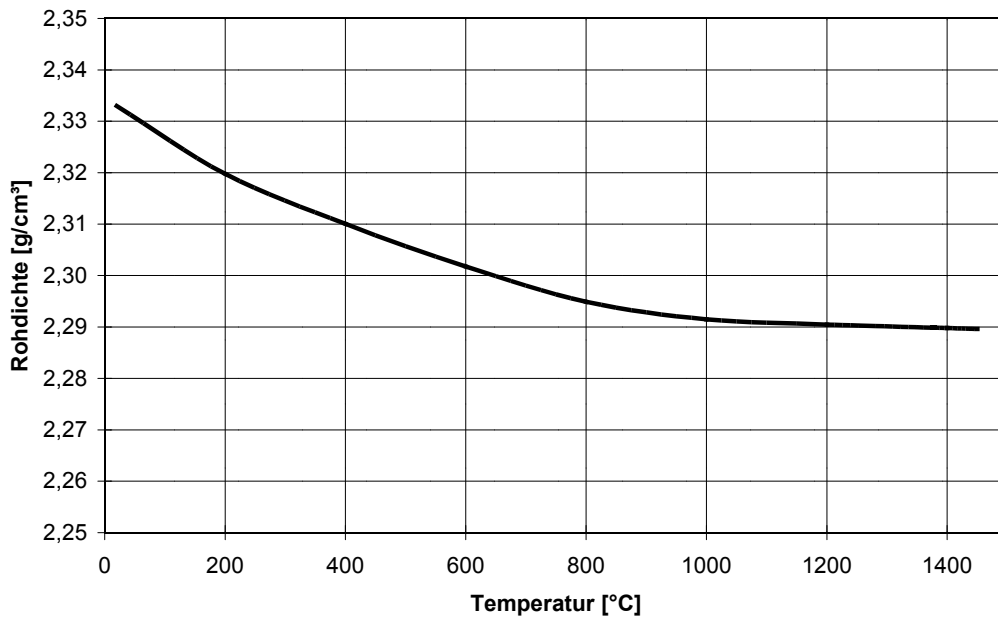


Bild 33: Rohdichte des gebrannten tonerereichen Schamottesteines unter Berücksichtigung der thermischen Dehnung

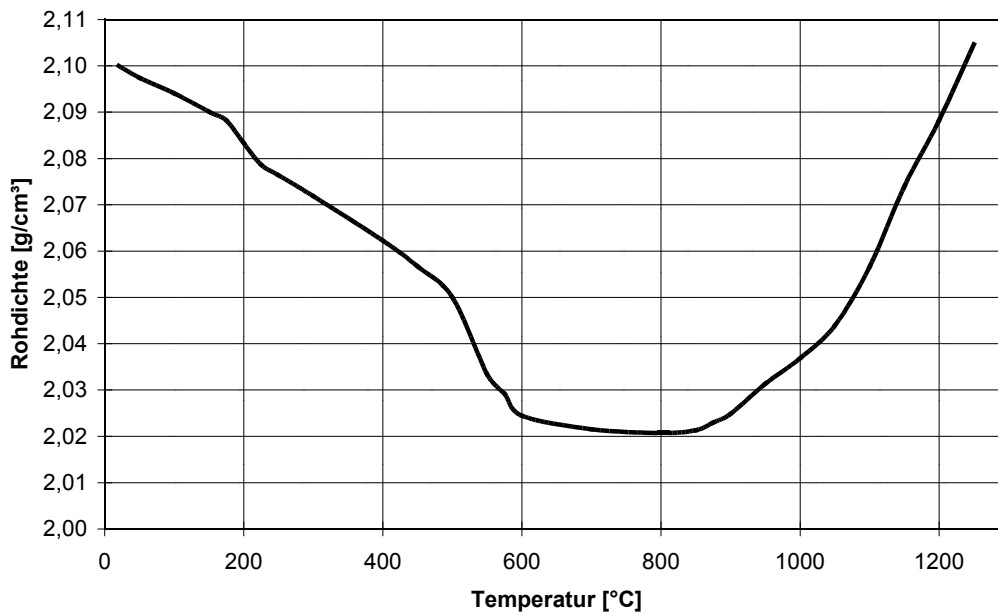


Bild 34: Rohdichte des ungebrannten sauren Schamottesteines unter Berücksichtigung der thermischen Dehnung und der Masseänderung

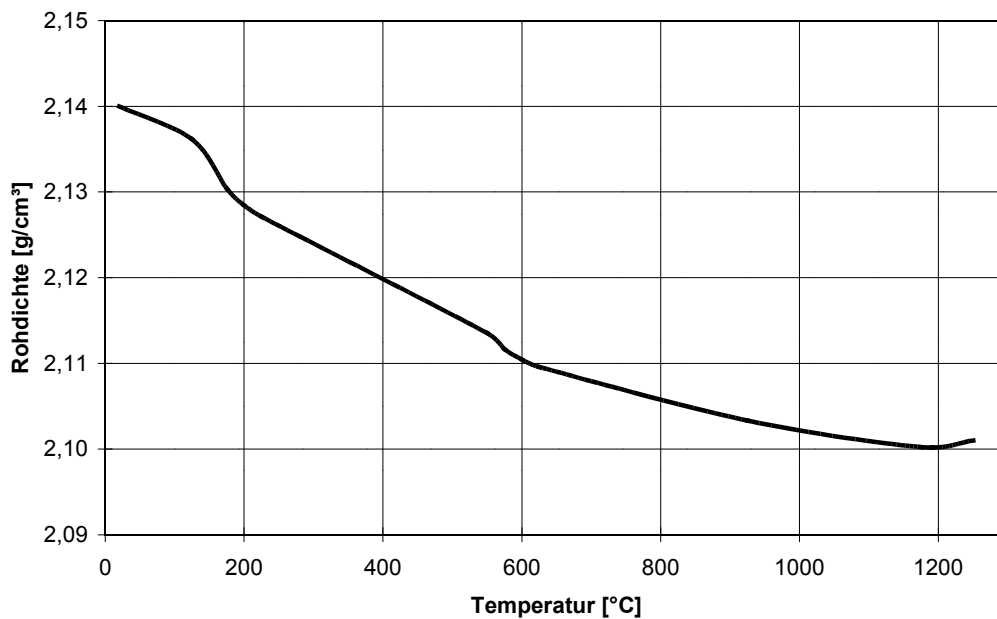


Bild 35: Rohdichte des gebrannten sauren Schamottesteines unter Berücksichtigung der thermischen Dehnung

c) Spezifische Wärmekapazität

Die spezifische Wärmekapazität ist durch die kalorische Zustandsgleichung für Festkörper

$$dq = c(T) \cdot dT \quad (5-5)$$

definiert. Die für eine bestimmte Temperatur T gültige spezifische Wärmekapazität $c(T)$ wird auch als „wahre spezifische Wärmekapazität“ bezeichnet [289].

Wird die differentielle Form integriert, so erhält man die zur Temperaturerhöhung einer Masse m erforderliche Wärme aus

$$Q_{12} = m \cdot \int_{T_1}^{T_2} c(T) \cdot dT \quad (5-6)$$

Da die Veränderlichkeit der wahren spezifischen Wärmekapazität mit der Temperatur rechnerisch nicht durch einfache Gleichungen erfassbar ist, wird für praktische Anwendungen die mittlere spezifische Wärmekapazität

$$c_m \Big|_{T_1}^{T_2} = \frac{\int_{T_1}^{T_2} c(T) \cdot dT}{T_2 - T_1} \quad (5-7)$$

bestimmt [288], [358]. Damit ergibt sich aus Gleichung (5-6)

$$Q_{12} = m \cdot c_m \Big|_{T_1}^{T_2} \cdot (T_2 - T_1) \quad (5-8)$$

Für die Bezugstemperatur $T_1 = 20 \text{ °C}$ ist die mittlere spezifische Wärmekapazität für die verschiedensten Stoffe temperaturabhängig tabelliert [22], [359], [360], [319].

Für feuerfeste Werkstoffe liegt sie im Bereich von 0,7 bis 1,2 J/(g·K), wobei die Werte mit zunehmender Temperatur ansteigen [22] und kaum vom Gefüge abhängig sind [4], [361].

Die Bestimmung der praktisch anwendbaren mittleren spezifischen Wärmekapazität erfolgt mit Hilfe des dynamischen Differenzkalorimeters (DSC). Entsprechende Messgeräte für den Temperaturbereich von Raumtemperatur bis mehr als 1600 °C sind kommerziell erhältlich [362], [363], [364], [365].

Für gebrannte Schamottesteine ist die mittlere spezifische Wärmekapazität in der Literatur [5] auf der Grundlage der VDI-Richtlinien 3128, Blatt 4 angegeben. Messungen von temperaturabhängigen spezifischen Wärmekapazitäten von Feuerfest-Grünkörpern liegen jedoch nicht vor. Wie Schulz [89] in seinen Untersuchungen beim Brand von Tellern feststellt, können die geringen freiwerdenden Wärmemengen bei der Zersetzung und Oxidation der organischen Zusätze vernachlässigt werden.

Da bei den hier betrachteten dichten Schamottestein-Qualitäten keine großen Umwandlungswärmen von Ausbrennstoffen vorhanden sind und auch der Massenverlust von Kristallwasser (ca. 1 %) und damit der Energieverbrauch für die Kristallwasserabspaltung sehr gering ist, wird für die FEM-Berechnungen die mittlere spezifische Wärmekapazität von gebrannten Schamottesteinen für die Aufheiz- und die Abkühlphase angenommen [5], [357]. Den temperaturabhängigen Verlauf zeigt Bild 36.

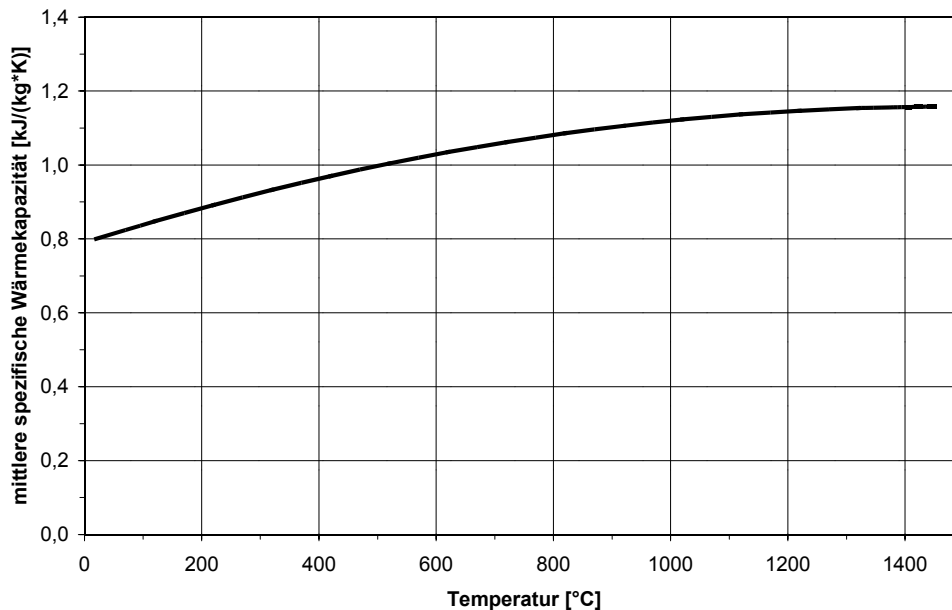


Bild 36: Mittlere spezifische Wärmekapazität von Schamottesteinen

Für die Berechnung der Temperaturabhängigkeit der mittleren spezifischen Wärmekapazität wurde folgendes Polynom bestimmt

$$c_m = 0,79 + 0,0005 \cdot \vartheta - 1,7 \cdot 10^{-7} \cdot \vartheta^2, \quad (5-9)$$

wobei die Temperatur ϑ in der Einheit [°C] einzusetzen ist.

5.4.2 Stoffwerte für die Berechnung der Spannungsfelder

Für die anschließende Berechnung der Spannungsfelder sind als Stoffwerte der mittlere lineare Wärmeausdehnungskoeffizient, der statische Elastizitätsmodul und die Querkontraktionszahl als Funktion der Temperatur erforderlich.

a) Mittlerer linearer Wärmeausdehnungskoeffizient

Der mittlere lineare Wärmeausdehnungskoeffizient wird aus der experimentell ermittelten thermischen Dehnung nach Gleichung 2-2 berechnet. Die Wertangabe erfolgt üblicherweise in $10^{-6}K^{-1}$ [22]. Der Koeffizient ist am Punkt der Bezugstemperatur ($T_0=20\text{ °C}$) mathematisch nicht definiert. Entsprechend muss der erste Koeffizient geringfügig oberhalb der Bezugstemperatur berechnet werden.

Bild 37 zeigt den mittleren linearen Wärmeausdehnungskoeffizienten des ungebrannten tonerdereichen Schamottesteines auf der Grundlage von Bild 22.

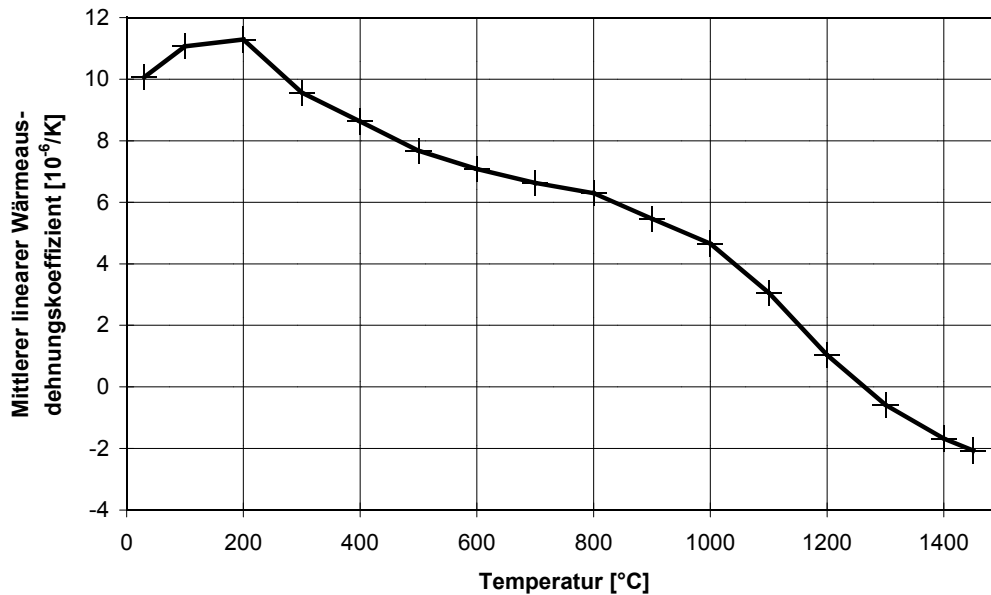


Bild 37: Mittlerer linearer Wärmeausdehnungskoeffizient des ungebrannten tonerdereichen Schamottesteines

Der gebrannte tonerdreiche Schamottestein dehnt sich relativ gleichmäßig mit der Temperatur aus (Bild 23). Dies spiegelt sich auch im mittleren linearen Wärmeausdehnungskoeffizienten wider (Bild 38).

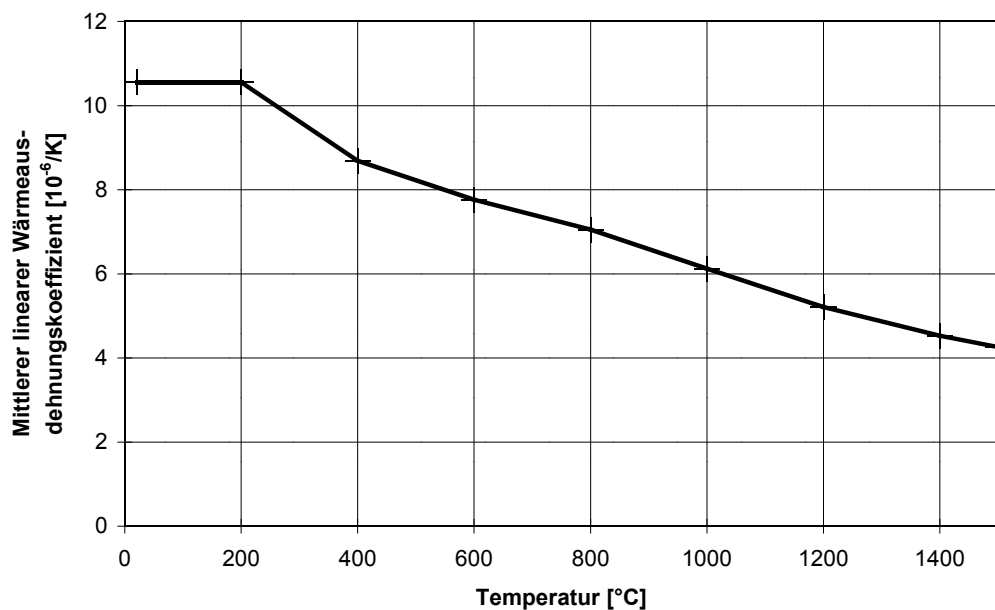


Bild 38: Mittlerer linearer Wärmeausdehnungskoeffizient des gebrannten tonerdereichen Schamottesteines

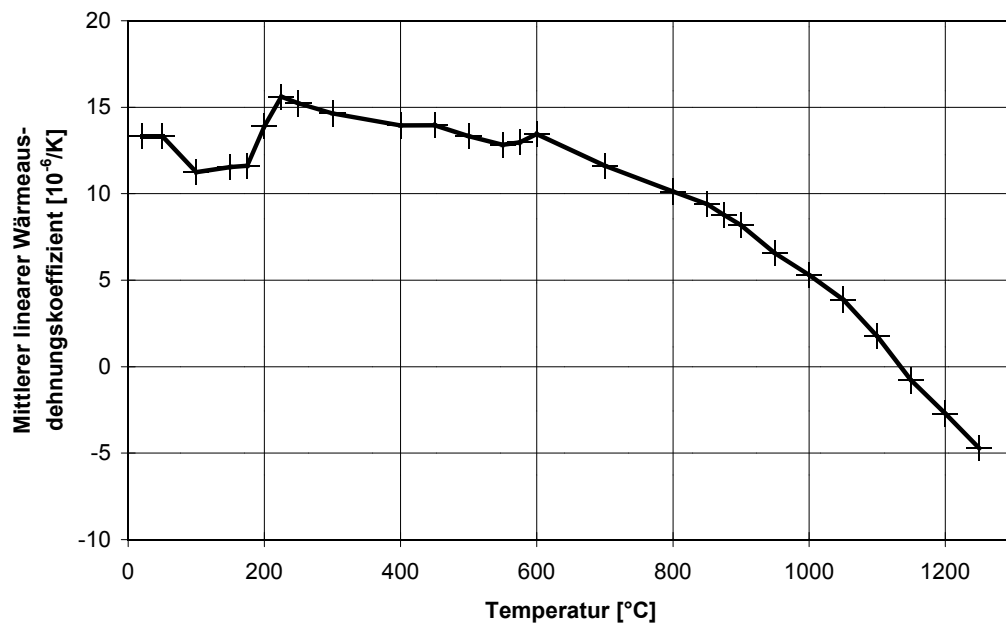


Bild 39: Mittlerer linearer Wärmeausdehnungskoeffizient des ungebrannten sauren Schamottesteines

Der mittlere lineare Wärmeausdehnungskoeffizient des ungebrannten sauren Schamottesteins ist im Bild 39 zu sehen. Die ablaufenden Modifikationswechsel, die mit Volumenänderungen verbunden sind, führen zu Unstetigkeiten in der Wärmedehnungskurve (Bild 26). Die Berechnung des mittleren linearen Wärmeausdehnungskoeffizienten muss deshalb für eine deutlich größere Anzahl an Temperaturen erfolgen.

Auch beim gebrannten sauren Schamottestein sind Modifikationsänderungen der Kieselsäure in der Wärmedehnungskurve erkennbar (Bild 27). Diese führen zu dem im Bild 40 angegebenen temperaturabhängigen Verlauf des mittleren linearen Wärmeausdehnungskoeffizienten.

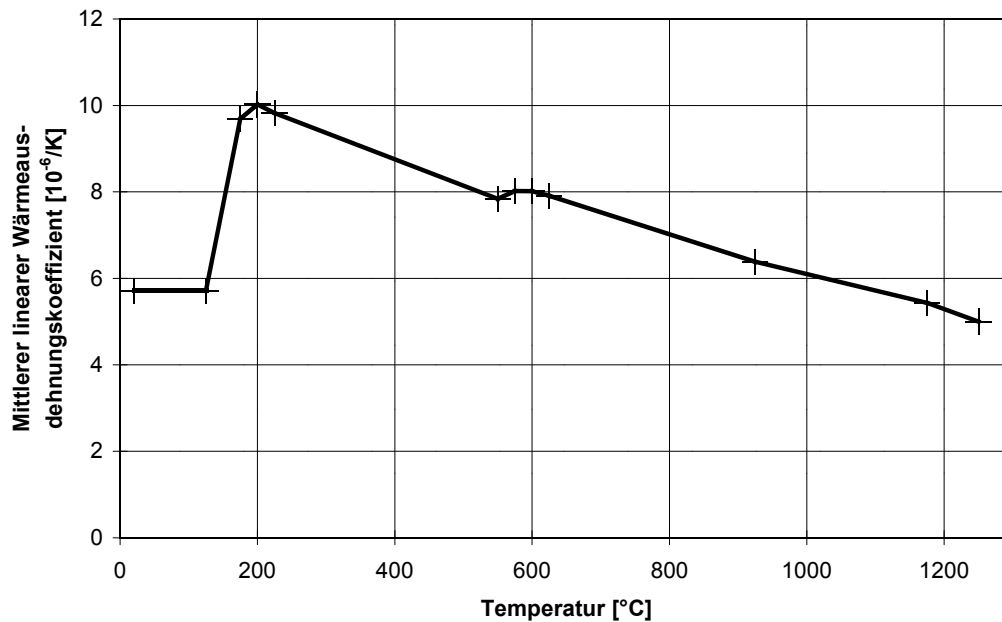


Bild 40: Mittlerer linearer Wärmeausdehnungskoeffizient des gebrannten sauren Schamottesteines

b) Statischer Elastizitätsmodul

Der statische Elastizitätsmodul lässt sich im 3-Punkt-Biegeversuch, wie er für die Bestimmung der Biegefestigkeit [DIN EN 993-6] und Heißbiegefestigkeit [DIN EN 993-7] durchgeführt wird, über die Kraft-Durchbiegungs-Kurve am Koordinatenursprung ermitteln. Die Berechnung erfolgt nach

$$E = \frac{l_s^3}{48 \cdot I} \cdot \frac{F}{y} \quad . \quad (5-10)$$

Hierin bezeichnen F die Kraft und y die Durchbiegung. Der Probekörper hat eine Länge von 150 mm, die Stützweite zwischen den Auflagern l_s beträgt 125 mm. Das Flächenträgheitsmoment errechnet sich für einen rechteckigen Probenquerschnitt aus

$$I = \frac{b \cdot h^3}{12} \quad . \quad (5-11)$$

Die Breite b und die Höhe h der Probekörper betragen 25 mm. Damit ist sichergestellt, dass die Abmessungen des Probekörperquerschnitts mindestens das Fünffache des Maximalkorns im Werkstoffgefüge betragen, um den Einfluss des Gefüges berücksichtigen zu können [4].

Die Messungen und Berechnungen wurden am Deutschen Institut für Feuerfest und Keramik GmbH in Bonn durchgeführt. Die Erwärmung der ungebrannten Probekörper auf die Prüftemperaturen erfolgte mit definierten Aufheizbedingungen (35 K/h) gemäß der realen Brennkurve.

Die Festlegung der Prüftemperaturen erfolgte auf der Grundlage der thermoanalytischen Untersuchungen und auf der Grundlage von Literaturangaben zur Temperaturabhängigkeit des statischen Elastizitätsmoduls [22], [177], [256], [366] sowie der gleichzeitig ermittelten Heißbiegefestigkeit [5], [367].

Der Elastizitätsmodul von gebrannten feuerfesten Werkstoffen steigt zunächst mit der Temperatur an und sinkt dann mit dem Auftreten von Schmelzphasen (plastisch-viskose Verformung) deutlich ab [4], [261]. Mit zunehmender Entstehung von Schmelzphase und deren abnehmender Viskosität mit steigender Temperatur können im Schamottestein entstandene Spannungen durch Vorgänge des plastisch-viskosen Fließens abgebaut werden. Oberhalb 1200 °C sind die Steine so stark viskos, dass eine Bestimmung des statischen Elastizitätsmoduls nicht mehr möglich ist [20]. Sonntag [175] setzt bei seinen Wärmespannungsberechnungen den Elastizitätsmodul im plastischen Temperaturbereich gleich Null, weil die feuerfesten Steine „dort unter geringen Kräften plastisch nachgeben und keine nennenswerten Kräfte übertragen“.

Die Messergebnisse des Elastizitätsmoduls zeigen eine Schwankungsbreite von $\pm 30\%$ um den angegebenen Mittelwert. Die sehr großen Streuungen sind durch die Inhomogenität des Gefüges, aber auch durch Messungenauigkeiten bei der Ermittlung der sehr geringen Durchbiegung begründet [255]. Weitere Fehlerquellen sind Keil- oder Kerbeffekte unter der mittleren Auflage und Reibungseffekte an den äußeren Auflagen [4], [256]. Damit stellt der statische Elastizitätsmodul für die Berechnung der Spannungsverteilung den problematischsten Stoffwert dar [216].

Die Bilder 41 bis 44 zeigen den statischen Elastizitätsmodul als Funktion der Temperatur. Die Werte bis einschließlich 1200 °C stellen Mittelwerte aus mindestens drei Vergleichsmessungen dar. Oberhalb dieser Temperatur

wurden die Messwerte bis zur Brenntemperatur extrapoliert, wobei der statische Elastizitätsmodul bei Brenntemperatur mit maximal 100 N/mm^2 angenommen wird.

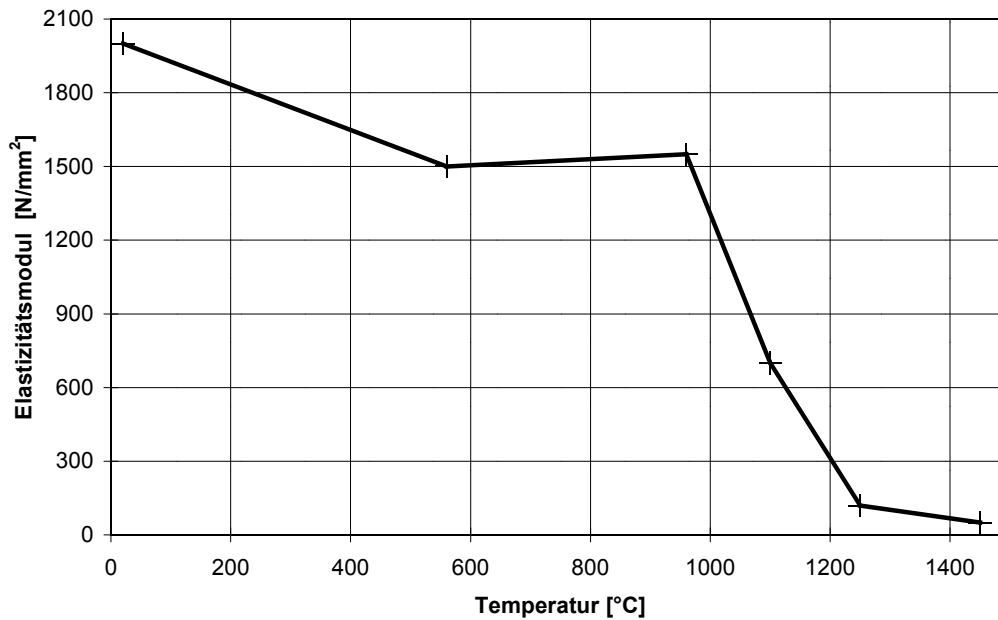


Bild 41: Statischer Elastizitätsmodul des ungebrannten tonerereichen Schamottesteines

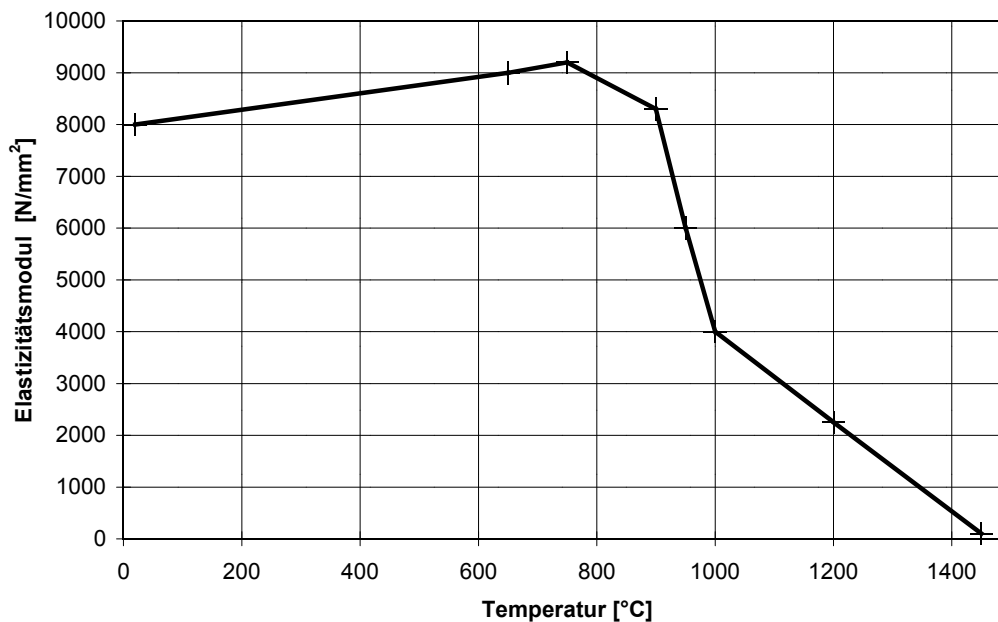


Bild 42: Statischer Elastizitätsmodul des gebrannten tonerereichen Schamottesteines

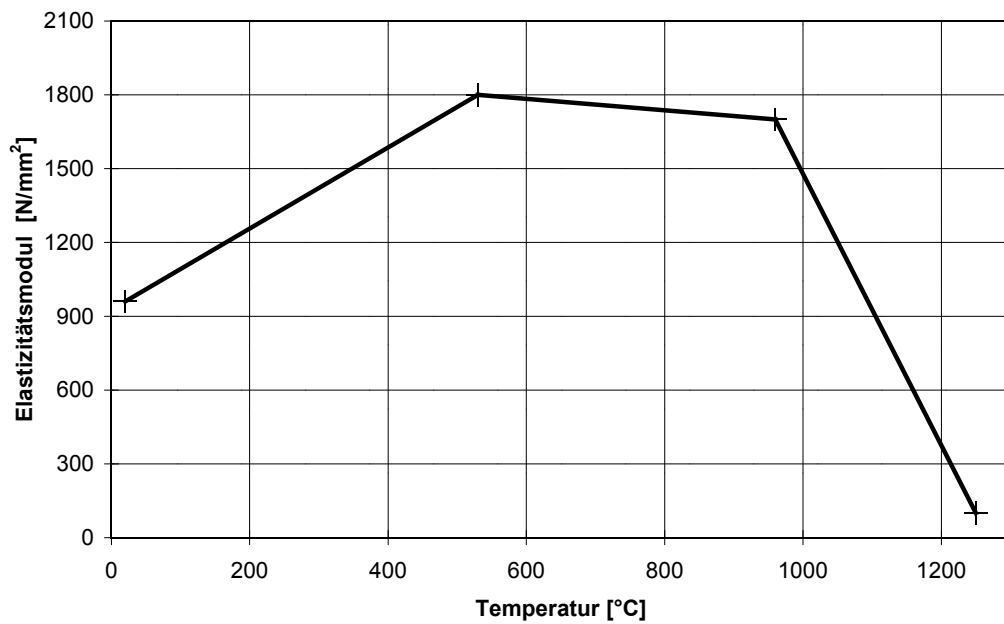


Bild 43: Statischer Elastizitätsmodul des ungebrannten sauren Schamottesteines

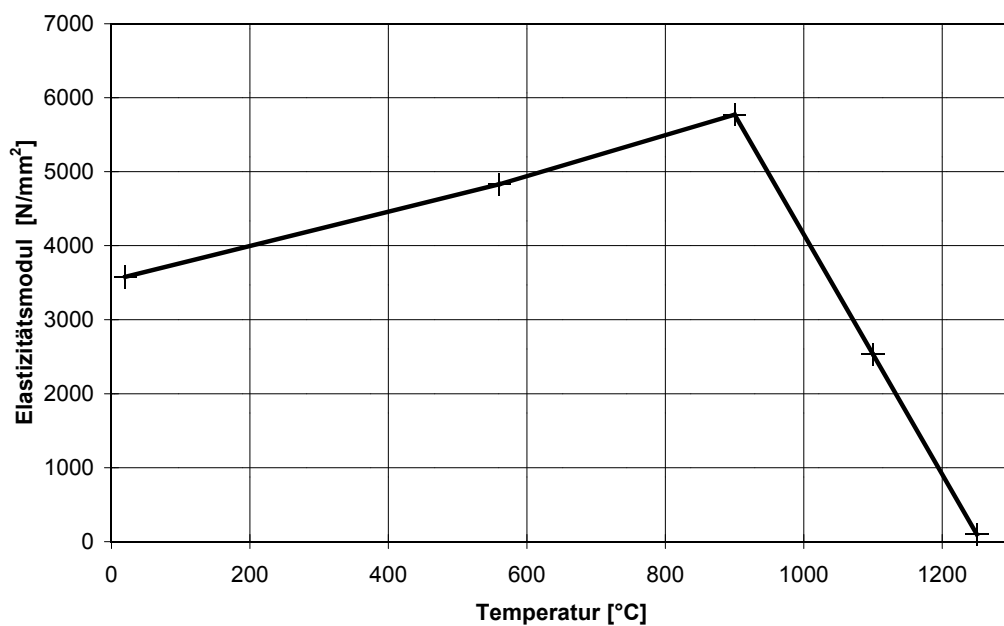


Bild 44: Statischer Elastizitätsmodul des gebrannten sauren Schamottesteines

Der Vergleich zwischen den jeweiligen Elastizitätsmoduln der ungebrannten und der gebrannten Proben zeigt, dass die Werte der gebrannten Steine deutlich höher liegen (Faktor 3 bis 6).

c) Querkontraktionszahl

Die Querkontraktionszahl stellt das Verhältnis von Querdehnung (relative Breiten- bzw. Durchmesseränderung) zur Längsdehnung (relative Längenänderung)

$$\nu = -\frac{\varepsilon_{\text{quer}}}{\varepsilon_{\text{längs}}} = -\frac{\frac{\Delta d}{d_0}}{\frac{\Delta l}{l_0}} \quad (5-12)$$

dar [152]. Sie kann Werte im Bereich von 0 bis 0,5 annehmen. Für $\nu = 0$ ist keine Querkontraktion vorhanden, die Längenänderung führt zu einer entsprechenden Volumenänderung. Dagegen tritt für $\nu = 0,5$ keine Volumenänderung auf, die Längenänderung führt direkt zur Querkontraktion. Zur ausführlichen Herleitung des Zusammenhangs zwischen Querkontraktionszahl und Volumenänderung

$$\frac{\Delta V}{V} = \frac{\sigma}{E} \cdot (1 - 2 \cdot \nu) \quad (5-13)$$

sei z. B. auf Das [257] verwiesen.

Die experimentelle Bestimmung der Querkontraktionszahl im statischen und im dynamischen Verfahren wird in der Literatur beschrieben [368], [369], [251], [267]. Temperaturabhängige Werte sind in der Literatur nur für HP-SiC bei Honcamp [370] zu finden. Honcamp nimmt jedoch für seine Wärmespannungsberechnungen die Querkontraktionszahl als konstant an, „was bei keramischen Werkstoffen durchaus zulässig ist“ [370]. Bei den verschiedenen Untersuchungen, z. B. in [186], [213], [216], [228], [246] und [371], wird die Querkontraktionszahl stets als konstant angenommen.

Darüber hinaus zeigte die Parametervariation (Abschnitt 4.5), dass der Einfluss der Querkontraktionszahl auf die entstehenden Wärmespannungen sehr gering ist. Deshalb wird die Querkontraktionszahl in dieser Arbeit als einziger Stoffwert als konstant angenommen und für alle Schamottesteine entsprechend [162] mit

$$\nu = 0,2$$

festgelegt.

5.4.3 Heißbiegefestigkeit

Zur Beurteilung der berechneten Spannungen ist ein Vergleich mit den temperaturabhängigen Festigkeitswerten erforderlich. Als zulässiger temperaturabhängiger Materialkennwert soll die Heißbiegefestigkeit verwendet werden, deren Bestimmung nach einem genormten Prüfverfahren [DIN EN 993-7] erfolgt.

Abmaße und Herstellung der Probekörper für die Bestimmung der Heißbiegefestigkeit wurden bereits im Punkt „Statischer Elastizitätsmodul“ beschrieben.

Zur Bestimmung der Heißbiegefestigkeit nach DIN EN 993-7 werden die Probekörper auf zwei 125 mm voneinander entfernte Schneiden aufgelegt. Die Kraft wird vertikal, in Pressrichtung der Probekörper, in der Mitte mit einer konstanten Steigerungsrate aufgebracht, bis der Bruch eintritt.

Die Berechnung [372] erfolgt aus der aufgebrauchten maximalen Kraft F_{max} nach

$$\sigma_F = \frac{3}{2} \cdot \frac{F_{max} \cdot l_S}{b \cdot h^2} \quad (5-14)$$

Die Heißbiegefestigkeit wird vom Gefügebau, von der Menge und den Eigenschaften der sich bildenden Schmelzphasen bestimmt. Bei Schamottesteinen bildet sich im Temperaturbereich beginnender Schmelzphasen ein Maximum aus [5]. Mit zunehmender Temperatur fällt die Heißbiegefestigkeit dann stark ab [274].

Der Einfluss des Gefüges auf die Heißbiegefestigkeit ist z. B. in [266] und [367] genauer untersucht worden.

Die Bilder 45 - 48 zeigen die Heißbiegefestigkeit der ungebrannten und gebrannten Schamottesteine. Die Messungen wurden, wie bereits erwähnt, am Deutschen Institut für Feuerfest und Keramik GmbH in Bonn durchgeführt. Die aufgetragenen Heißbiegefestigkeiten stellen Mittelwerte aus mindestens drei Vergleichsmessungen dar.

Die Heißbiegefestigkeitsprüfung liefert reproduzierbare und zuverlässige Messergebnisse [4], auch wenn die Messwerte aufgrund des inhomogenen Gefüges

und der bereits genannten Keil- oder Kerbeffekte unter der mittleren Auflage und Reibungseffekte an den äußeren Auflagen um $\pm 20\%$ streuen.

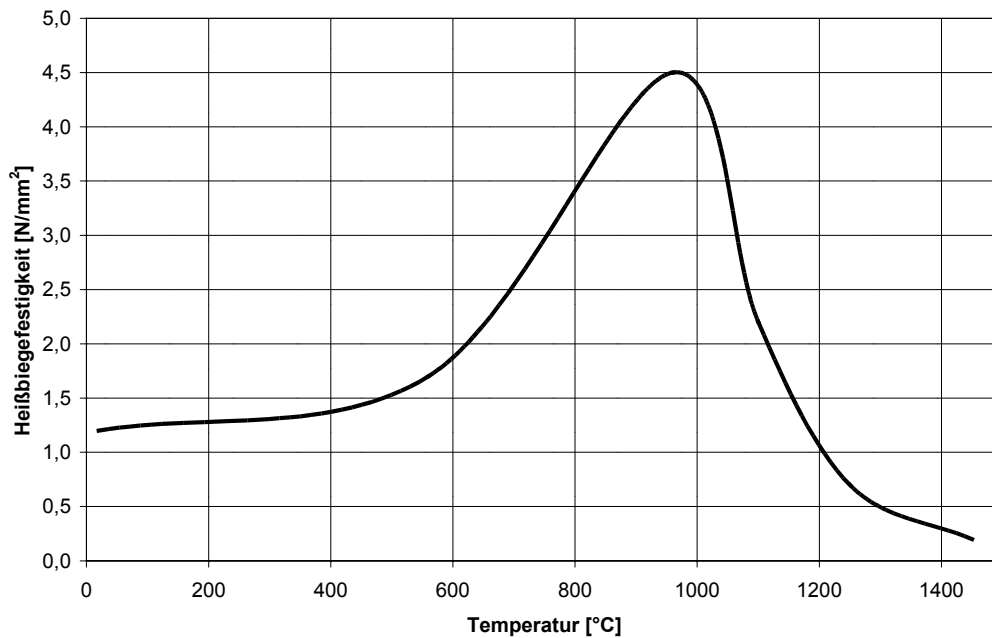


Bild 45: Heißbiegefestigkeit des ungebrannten tonerdereichen Schamottesteines

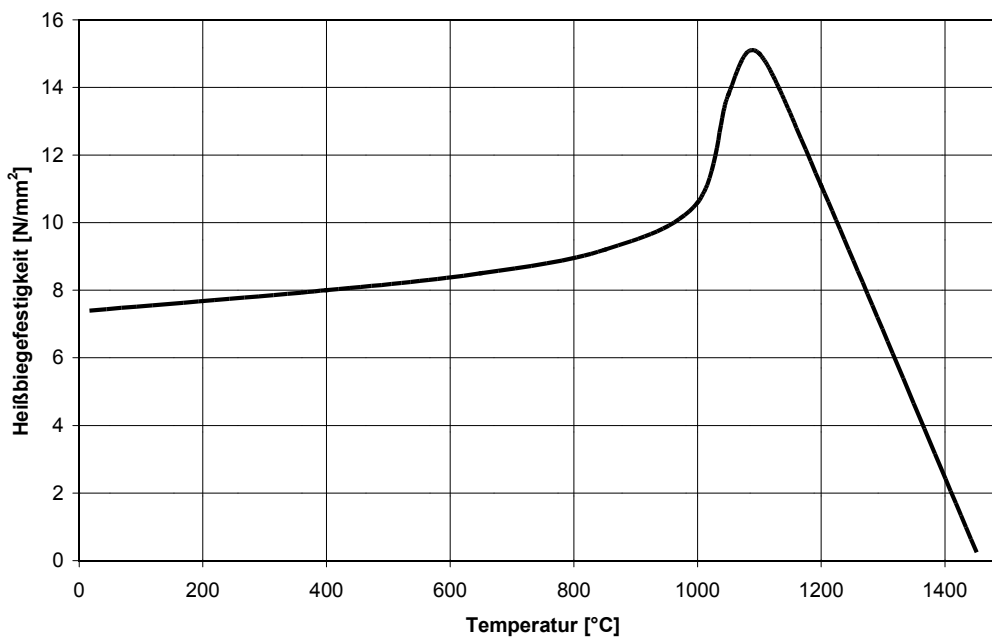


Bild 46: Heißbiegefestigkeit des gebrannten tonerdereichen Schamottesteines

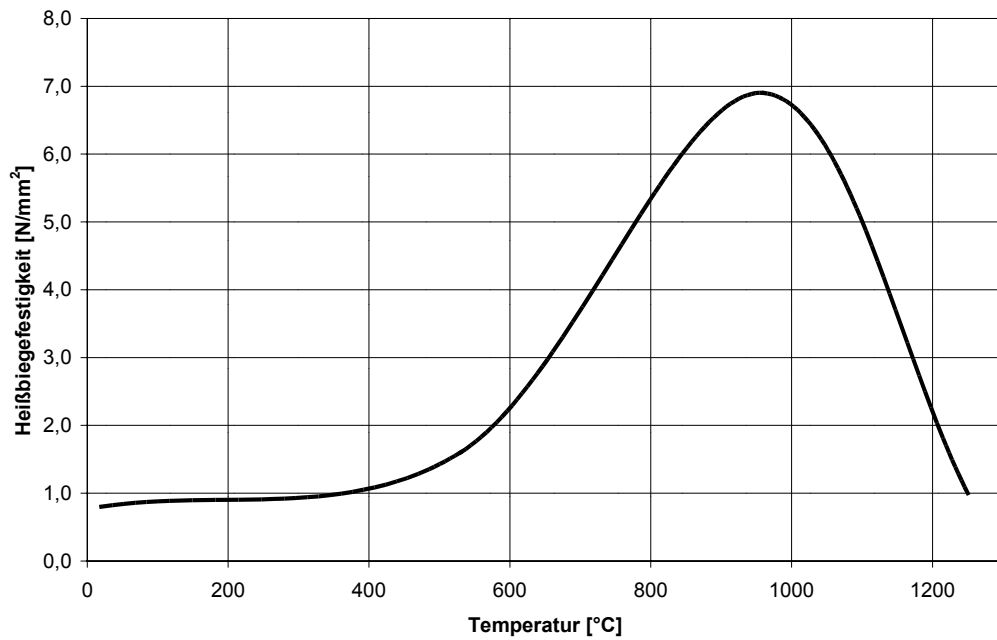


Bild 47: Heißbiegefestigkeit des ungebrannten sauren Schamottesteines

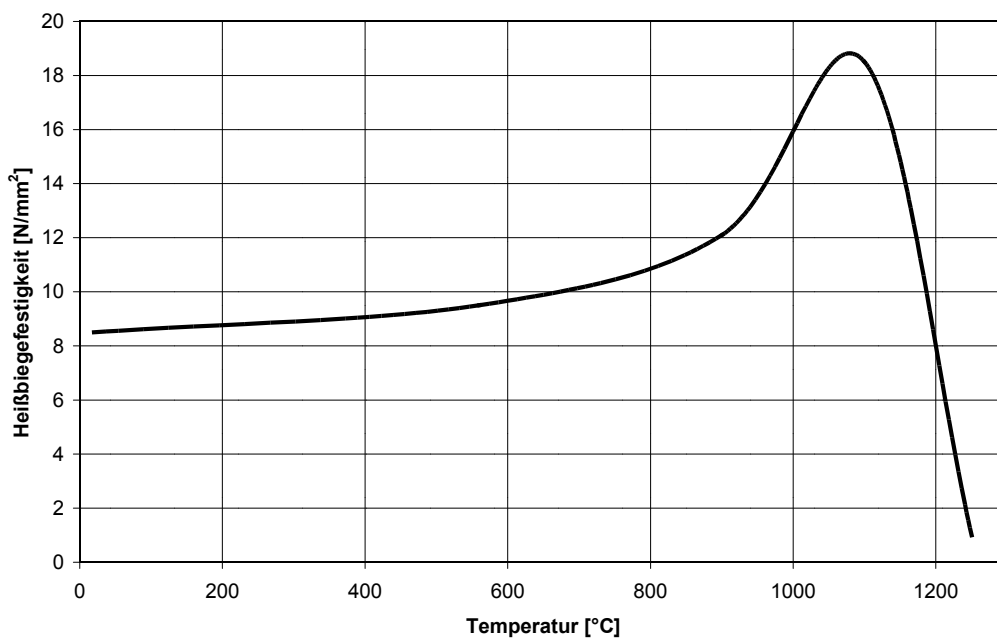


Bild 48: Heißbiegefestigkeit des gebrannten sauren Schamottesteines

Der Vergleich zwischen den jeweiligen Heißbiegefestigkeiten der ungebrannten und der gebrannten Proben zeigt, dass die Werte der gebrannten Steine wie beim Elastizitätsmodul deutlich höher liegen (Faktor 2 bis 9).

6. Anwendung des Modells

6.1 Brand des tonerdereichen Schamottesteines

Unter Vorgabe der ermittelten Stoffwerte und der beschriebenen Randbedingungen wurden die Temperatur- und die Spannungsfelder für den Normalformatstein NF2 (250 x 124 x 64 mm³), der quer auf der Setzplatte aus gebrannten tonerdereichen Schamottesteinen mit einer Stärke von 64 mm steht, berechnet.

6.1.1 Temperaturverlauf im Stein während des Brandes

Die oberen Ecken des Steines folgen der vorgegebenen Brennkurve am besten (Bild 49), da das Oberflächen-Volumen-Verhältnis an dieser Stelle maximal ist. In der Mitte der Setzfläche befindet sich beim Aufheizen die kälteste Stelle des Steines. Bei der Abkühlung ist diese Stelle am wärmsten. Während der Haltephase kommt es zum Temperaturengleich im Stein.

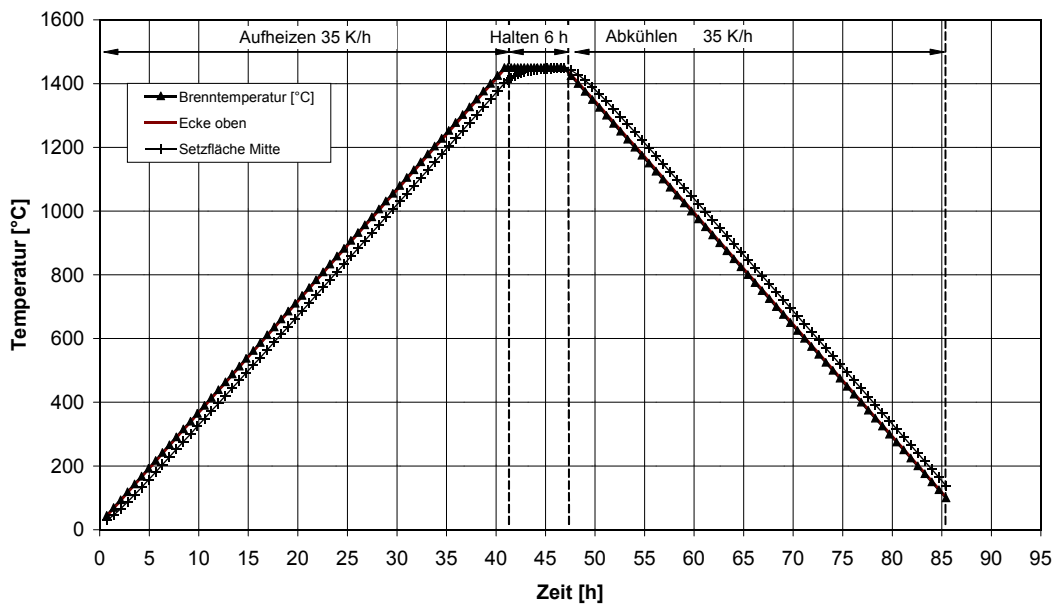


Bild 49: Temperaturverlauf für den tonerdereichen Schamottestein, NF2, quer

Die Bilder 50 und 51 zeigen die Temperaturfelder beim Aufheizen und beim Abkühlen. Beim Aufheizen liegt die minimale Temperatur des Modells im Kern der Setzplatte. Beim Abkühlen liegt hier die wärmste Stelle, bedingt durch die Wärmespeicherung.

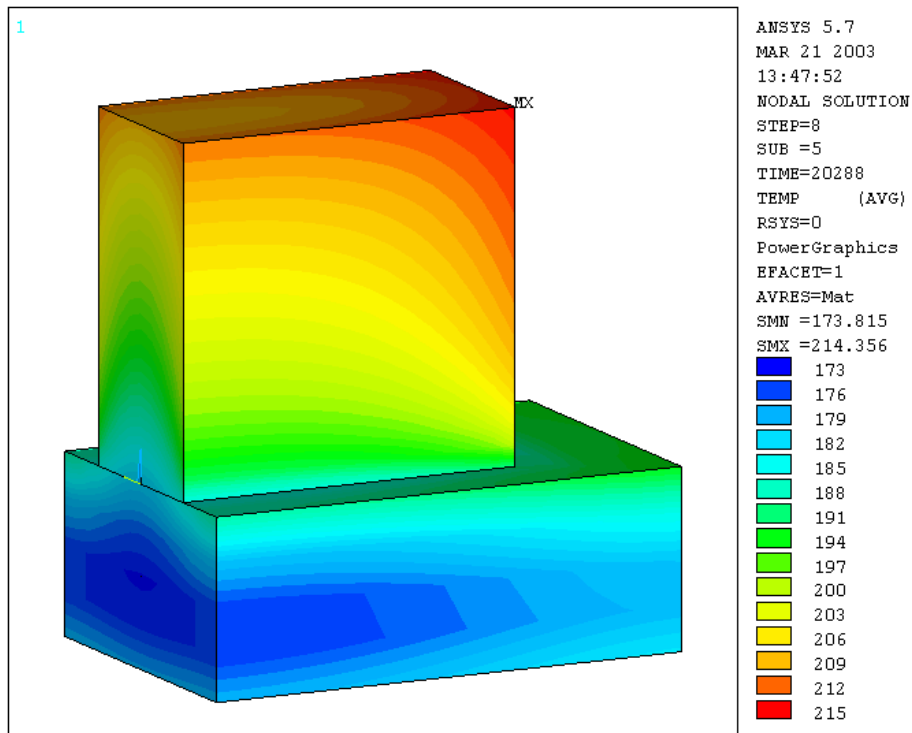


Bild 50: Temperaturfeld während der Aufheizphase

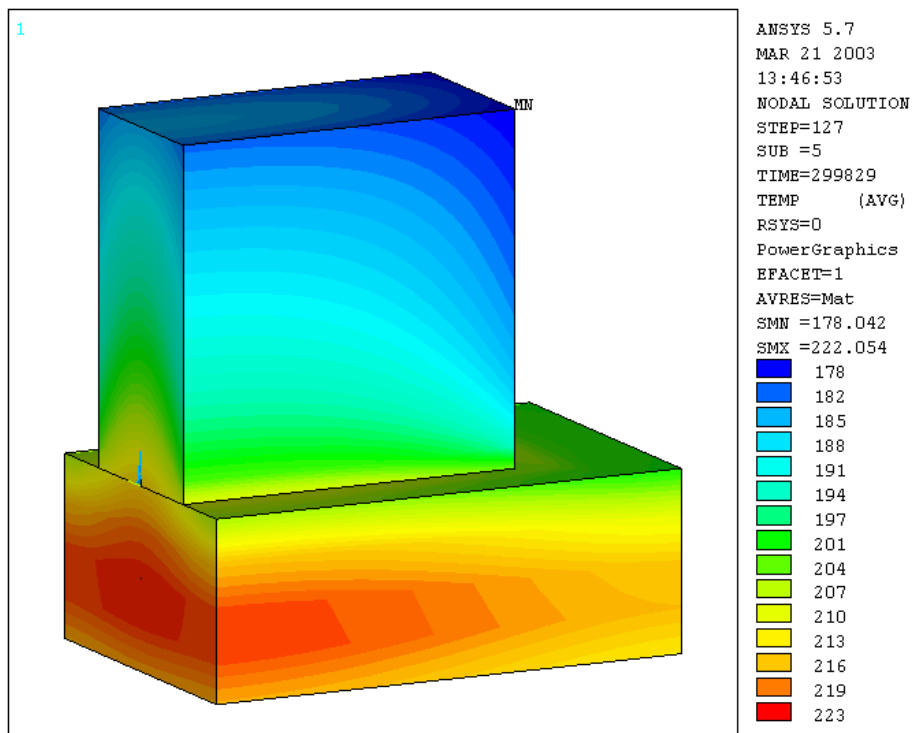


Bild 51: Temperaturfeld während der Abkühlphase

6.1.2 Temperaturdifferenz im Stein während des Brandes

Bild 52 zeigt die maximale Temperaturdifferenz im tonerdereichen Schamottestein (Betrag der Temperaturdifferenz zwischen der oberen Ecke des Steins und der Oberflächentemperatur des Steines auf der Mitte der Setzplatte) über der Brennzeit. Die Temperaturdifferenz nimmt in der Aufheizphase bis zu einer Brenntemperatur von etwa 1000 °C (Brennzeit: 28 h) zu und erreicht maximal knapp 46 K. Nach dem Temperatúrausgleich in der Haltephase steigt die Temperaturdifferenz bei der Abkühlung schnell an und beträgt maximal 43 K nach einer Gesamtbrennzeit von 59 Stunden.

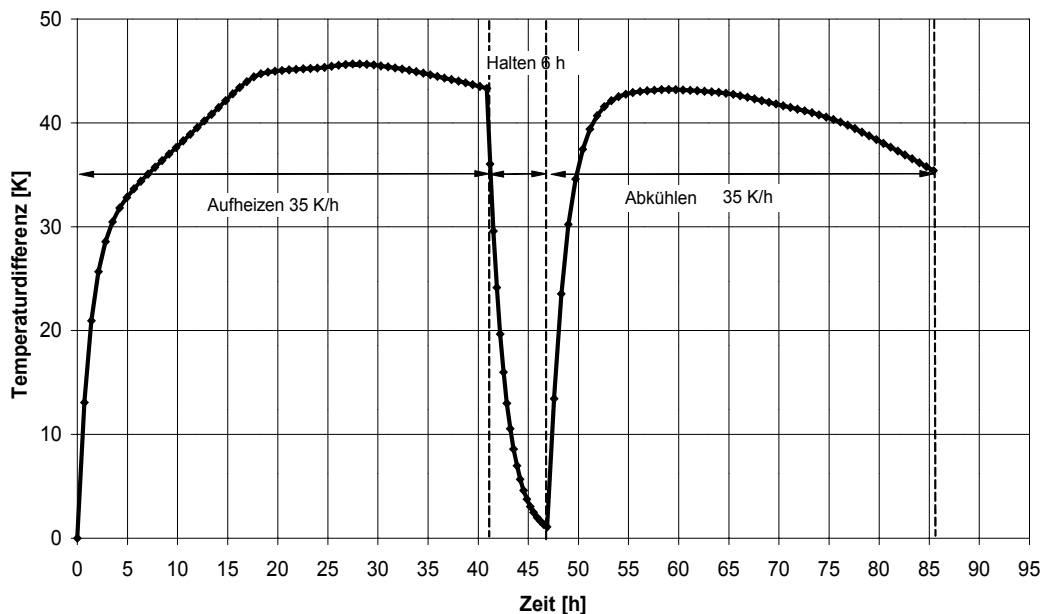


Bild 52: Temperaturdifferenz im tonerdereichen Schamottestein, NF2, quer

6.1.3 Maximale Zugspannung im Stein während des Brandes

Den Verlauf der maximalen Zugspannung über der Brennzeit zeigt Bild 53. In der Abkühlphase treten im Vergleich zur Aufheizphase deutlich größere absolute Zugspannungswerte auf. Zur besseren Zuordnung der berechneten Spannungen zur Brenntemperatur sollen die Aufheiz- und die Abkühlphase getrennt betrachtet werden.

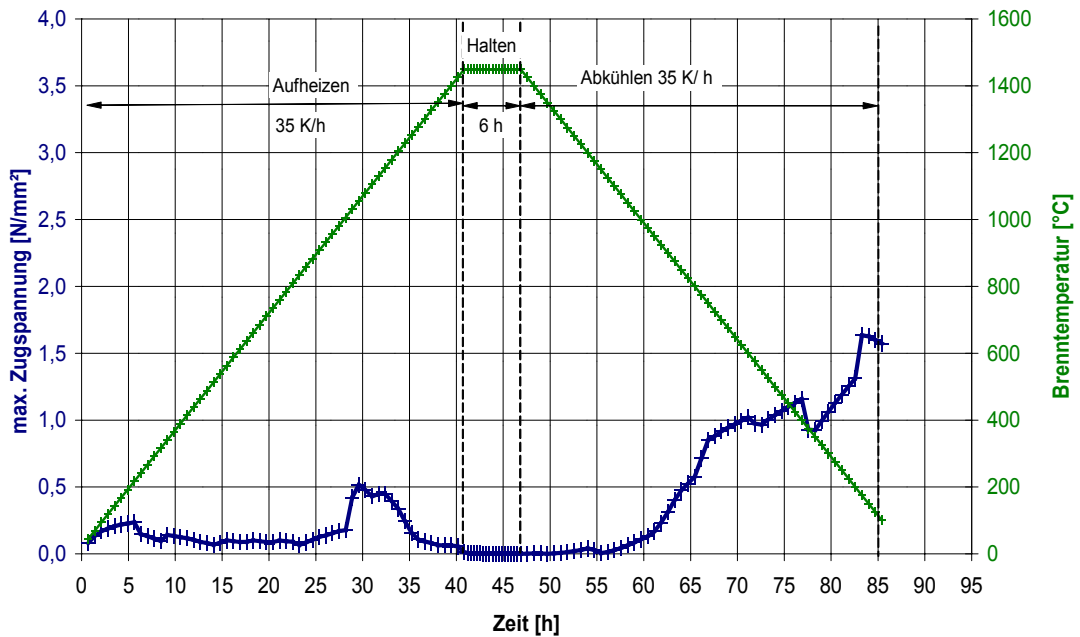


Bild 53: Maximale Zugspannung im tonerreichem Schamottestein, NF2, quer

Im Bild 54 ist die maximale Zugspannung in der Aufheizphase über der maximalen Oberflächentemperatur (obere Ecken des Steines) dargestellt.

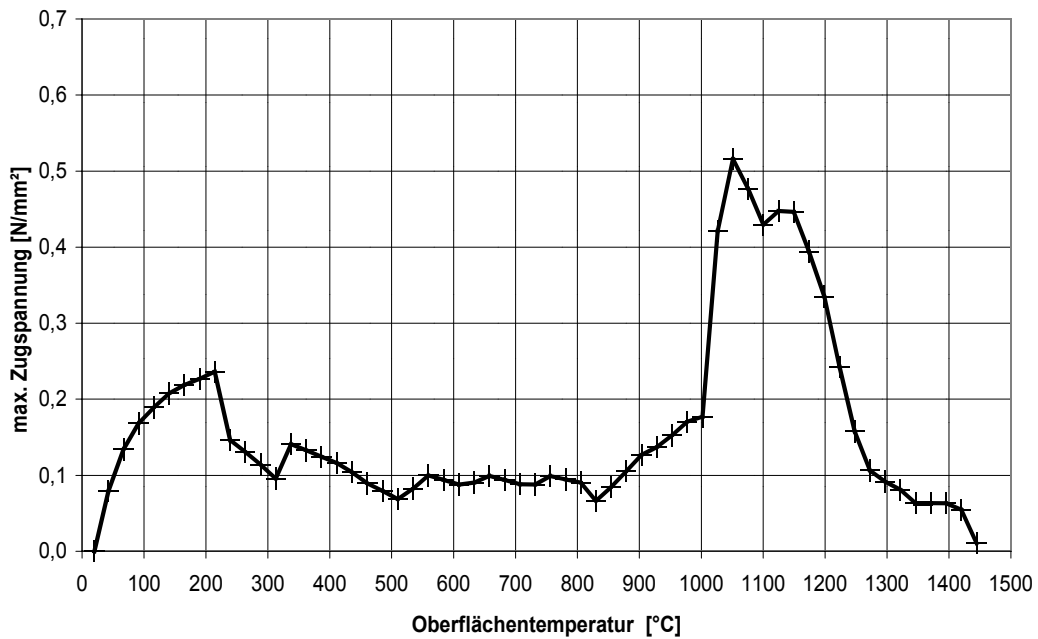


Bild 54: Maximale Zugspannung im tonerreichem Schamottestein in der Aufheizphase

Die größten Spannungswerte liegen bei ca. 1050°C Oberflächentemperatur. Bei einer Oberflächentemperatur von 215 °C (vergl. Bild 50) wird ebenfalls ein lokales Maximum der Spannungswerte erreicht.

Vergleicht man jedoch die berechneten maximalen Zugspannungen im Stein mit der Zugfestigkeit (Bild 55), so erkennt man, dass diese Spannungswerte noch nicht im kritischen Bereich liegen. Bei der gewählten Aufheizgeschwindigkeit entstehen beim Brand im Tunnelofen keine Aufheizrisse im tonerdereichen Schamottestein. Dieses Ergebnis deckt sich mit den Erfahrungen beim Brand der tonerdereichen Schamottesteine bei der Fa. Dr. C. Otto Feuerfest GmbH in Bochum.

Aus dem Vergleich der berechneten Spannungen mit den Zugfestigkeiten ist jedoch auch zu erkennen, dass im Temperaturbereich von ca. 450 °C bis 1050 °C die Aufheizgeschwindigkeit noch deutlich gesteigert werden kann.

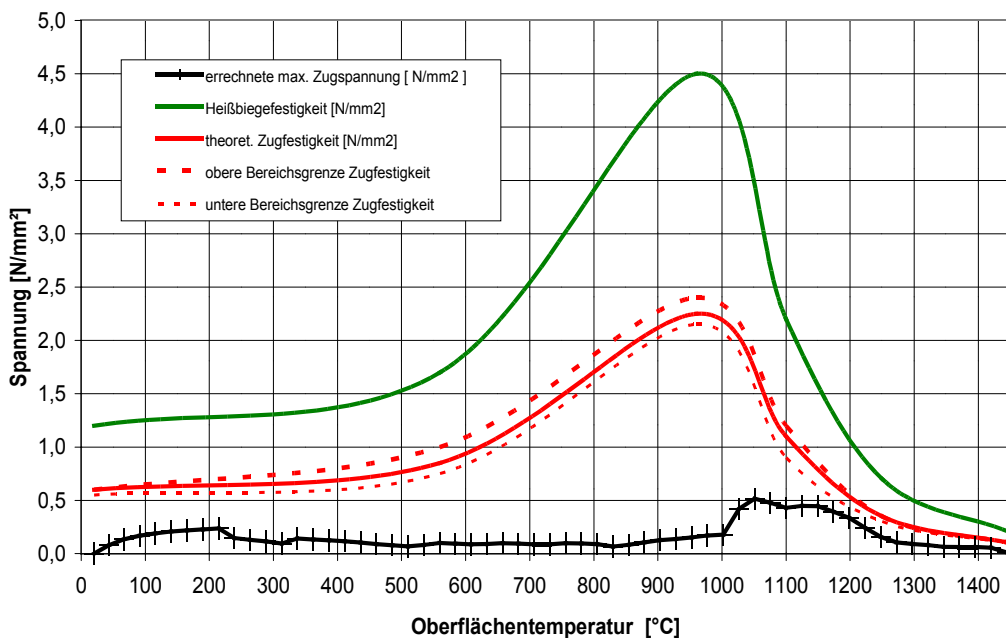


Bild 55: Spannungsverlauf im tonerdereichen Schamottestein in der Aufheizphase über der Brenntemperatur im Vergleich mit der theoretischen Zugfestigkeit

Analog zu Bild 54 ist im Bild 56 die maximale Zugspannung in der Abkühlphase über der minimalen Oberflächentemperatur (obere Ecken des Steines)

dargestellt. Die größten Spannungswerte liegen bei ca. 178°C Oberflächentemperatur (vergl. Bild 51). Die Absolutwerte der errechneten Zugspannungen im Stein sind in der Abkühlphase deutlich größer als in der Aufheizphase.

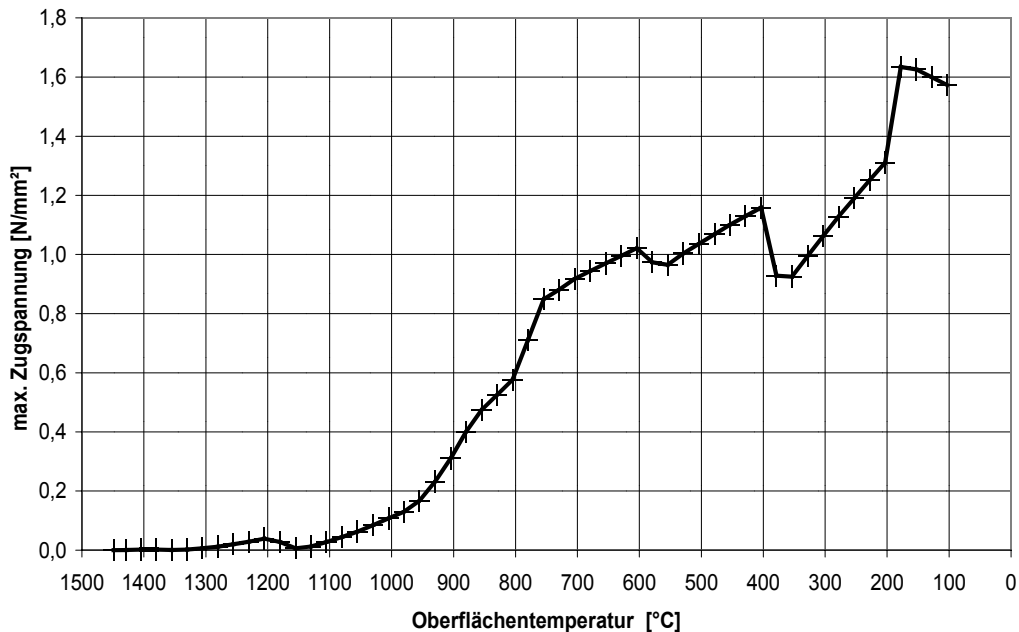


Bild 56: Maximale Zugspannung im tonerdereichen Schamottestein in der Abkühlphase

Vergleicht man wiederum die berechneten maximalen Zugspannungen im Stein mit der Zugfestigkeit, jetzt jedoch der gebrannten Steine (Bild 57), so erkennt man, dass auch diese Spannungswerte noch nicht im kritischen Bereich liegen. Bei der gewählten Abkühlgeschwindigkeit entstehen beim Brand im Tunnelofen keine Kühlrisse im tonerdereichen Schamottestein, was auch die Praxis bei der Fa. Dr. C. Otto Feuerfest GmbH in Bochum belegt.

Aus dem Vergleich der berechneten Spannungen im Normalformatstein mit den Zugfestigkeiten wird jedoch ersichtlich, dass im Temperaturbereich von 1450 °C bis ca. 800 °C die Abkühlgeschwindigkeit enorm gesteigert werden kann. Im Temperaturbereich von ca. 800 °C bis ca. 300 °C ist ebenfalls eine Erhöhung der Abkühlgeschwindigkeit möglich.

Damit zeigt der Brennprozess der tonerdereichen Normalformat-Schamottesteine noch Reserven, durch deren Ausnutzung ein schnelleres Brennen ohne Aufheiz- oder Kühlrisse möglich ist.

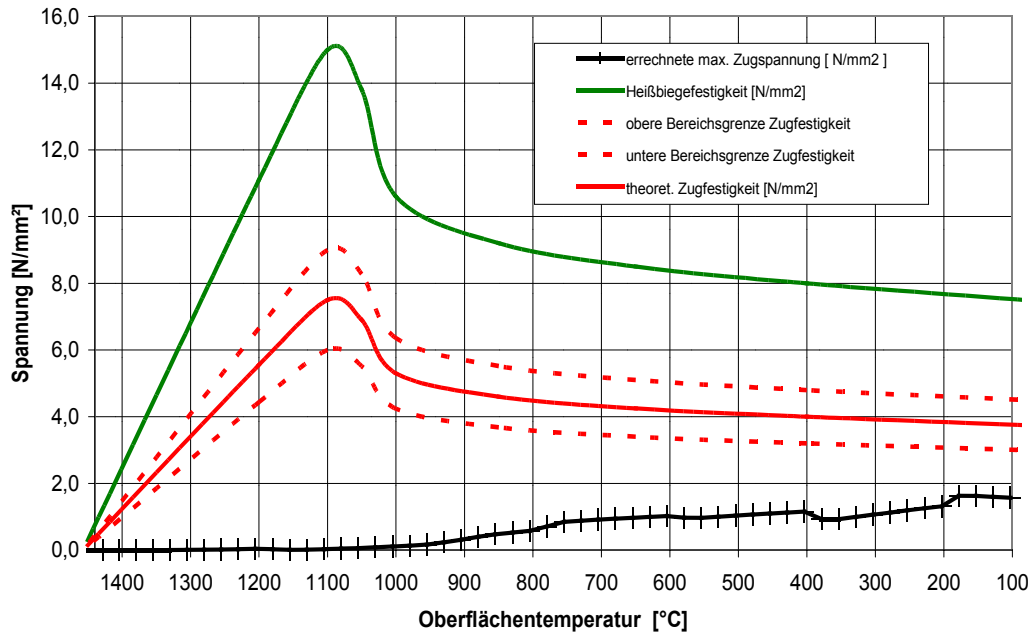


Bild 57: Spannungsverlauf im tonerdereichen Schamottestein in der Abkühlphase über der Brenntemperatur im Vergleich mit der theoretischen Zugfestigkeit

6.1.4 Lage der maximalen Zugspannungen im Stein

In der Aufheizphase befinden sich die maximalen Zugspannungen des Steines beim ersten lokalen Maximum (Brenntemperatur ca. 200 °C) in der Mitte der unteren Auflagefläche (Mitte Setzplatte). Wie Bild 58 zeigt, entstehen im Kern der Setzplatte ebenfalls Zugspannungen, die die Zugspannungen im Stein vom Betrag übertreffen können. Da es sich bei den Setzplatten aber um gebrannte Steine mit einer deutlich höheren Zugfestigkeit handelt, sind diese Spannungen zumeist unkritisch.

Beim zweiten lokalen Maximum (Brenntemperatur oberhalb ca. 1050 °C) treten die maximalen Zugspannungen des Steines an den unteren Ecken (Ecke Setzplatte) auf. Bild 59 zeigt die Lage der maximalen Zugspannungen für eine Brenntemperatur von 1150 °C.

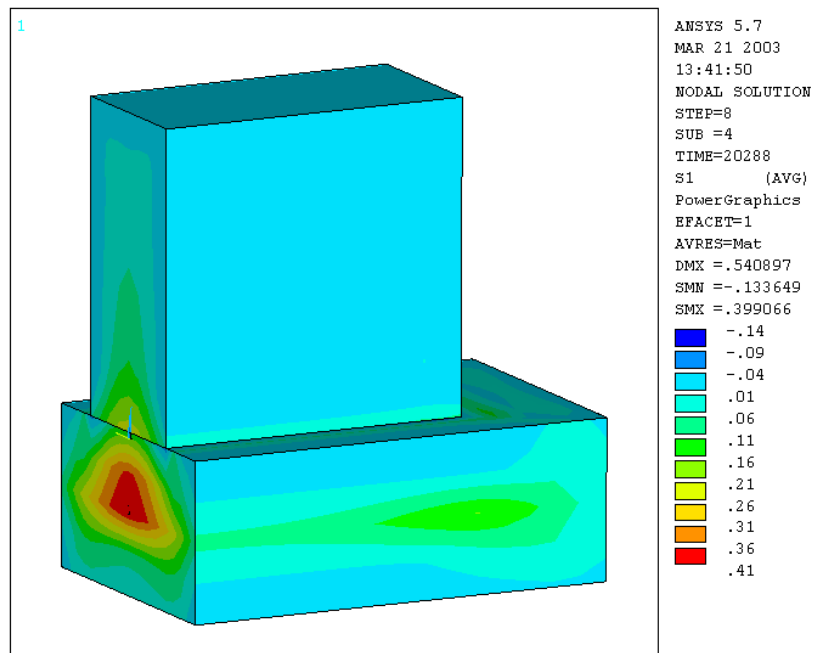


Bild 58: Lage der maximalen Zugspannung zu Beginn der Aufheizphase

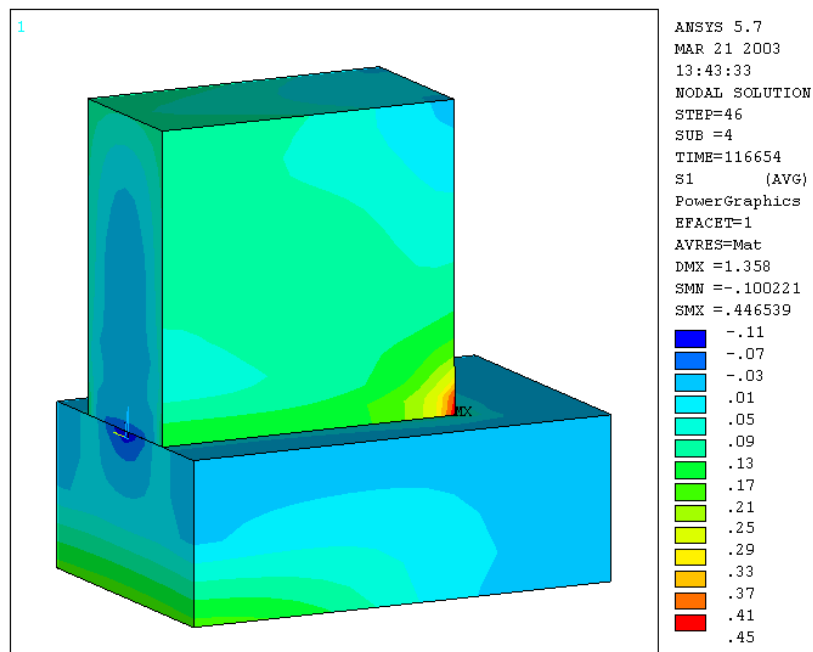


Bild 59: Lage der maximalen Zugspannung am Ende der Aufheizphase

In der Abkühlphase (Bild 60 für eine Brenntemperatur von 178 °C) befinden sich die maximalen Zugspannungen des Steines ebenfalls an den unteren Ecken (Ecke Setzplatte).

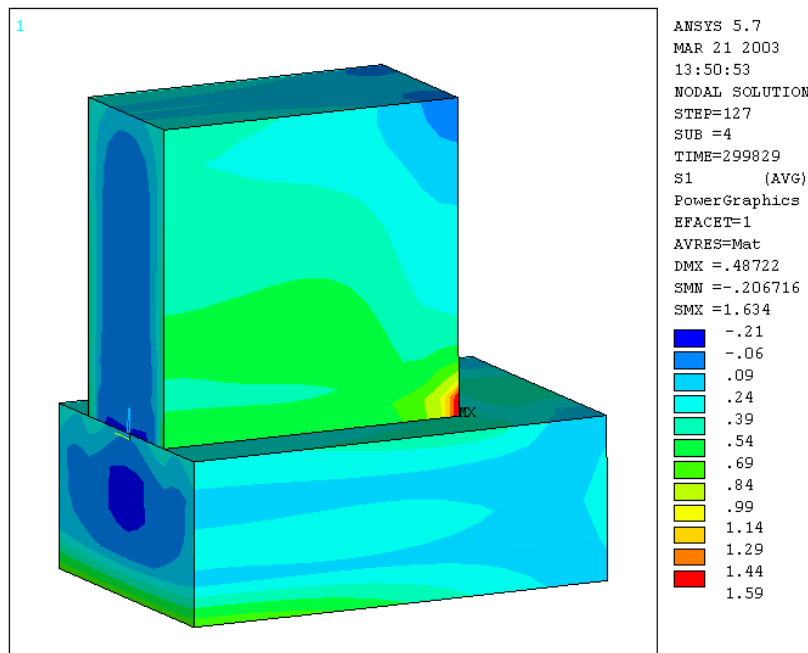


Bild 60: Lage der maximalen Zugspannung in der Abkühlphase

Die geometrische Lage der maximalen Spannungen im tonerreicheren Schamottestein belegt für diese Steingeometrie und Anordnung des Steines auf der Setzplatte den entscheidenden wärmetechnische Einfluss der Setzplatte.

6.2 Brand des sauren Schamottesteines

Unter Vorgabe der ermittelten Stoffwerte und der beschriebenen Randbedingungen wurden auch für den sauren Schamottestein die Temperatur- und die Spannungsfelder für den Normalformatstein NF2 (250 x 124 x 64 mm³), der quer auf der Setzplatte aus gebrannten tonerreicheren Schamottesteinen mit einer Stärke von 64 mm steht, berechnet.

6.2.1 Temperaturverlauf im Stein während des Brandes

Der Temperaturverlauf über der Brennzeit ist in Bild 61 dargestellt. Die grundsätzlichen Aussagen zur Temperaturverteilung im tonerdereichen Schamottestein gelten analog auch für den sauren Schamottestein.

Die Bilder 62 und 63 zeigen die Temperaturfelder beim Aufheizen und beim Abkühlen.

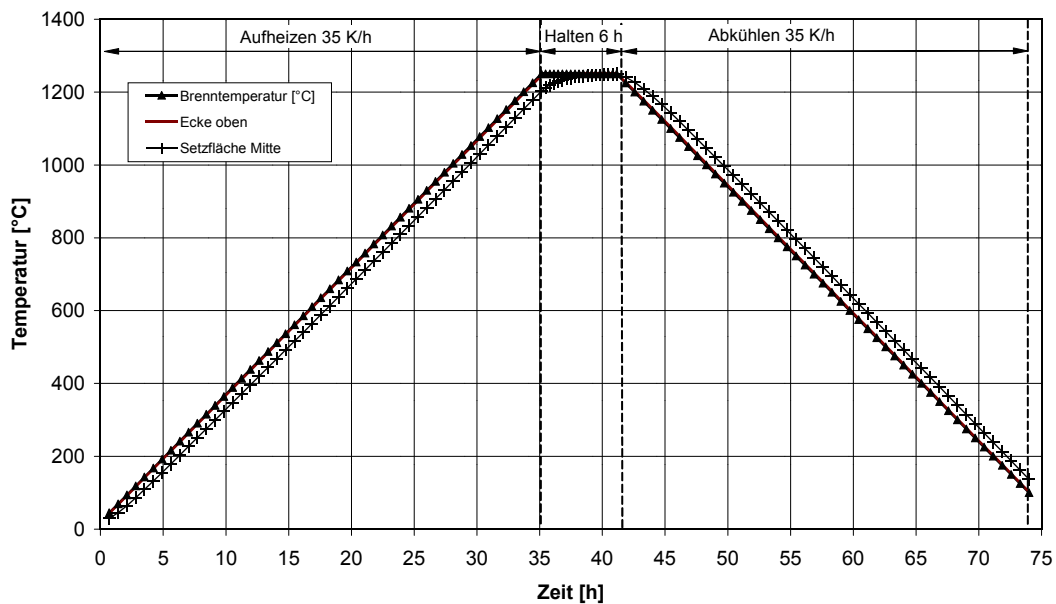


Bild 61: Temperaturverlauf für den sauren Schamottestein, NF2, quer

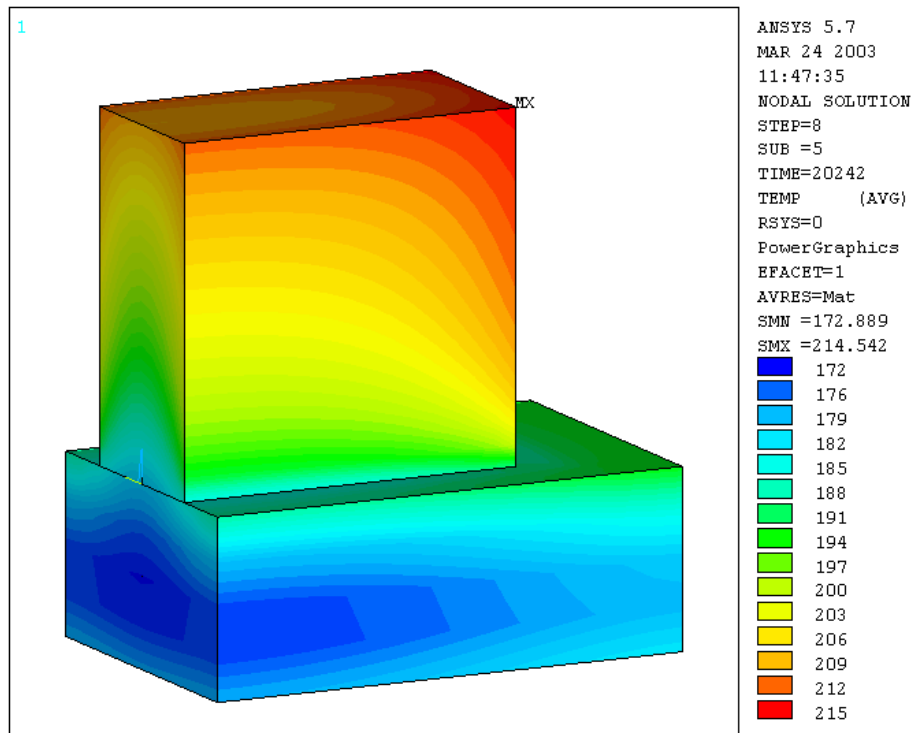


Bild 62: Temperaturfeld während der Aufheizphase

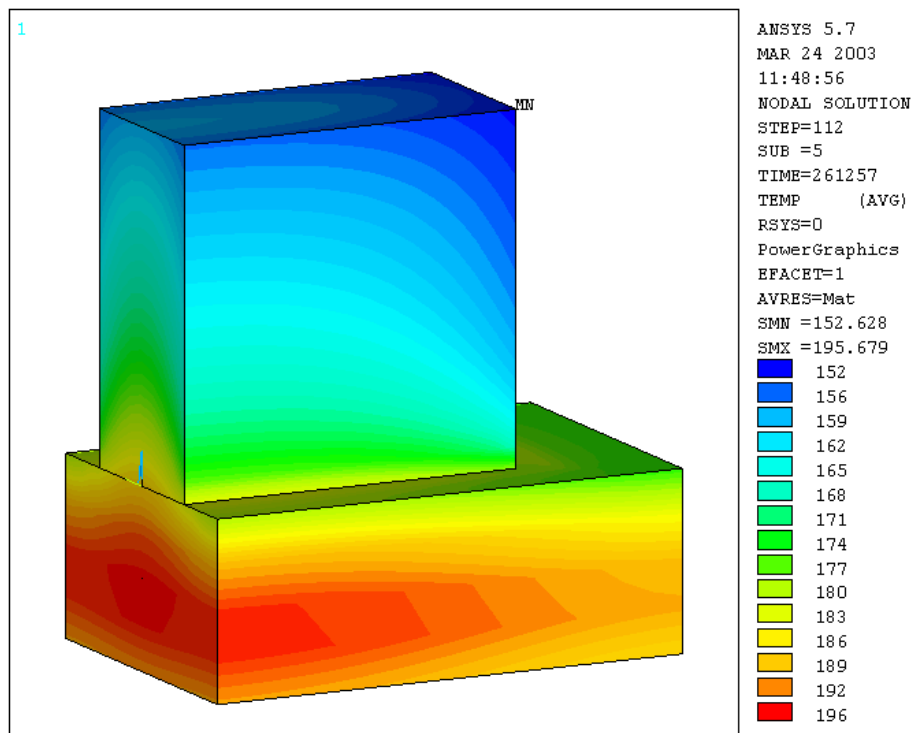


Bild 63: Temperaturfeld während der Abkühlphase

6.2.2 Temperaturdifferenz im Stein während des Brandes

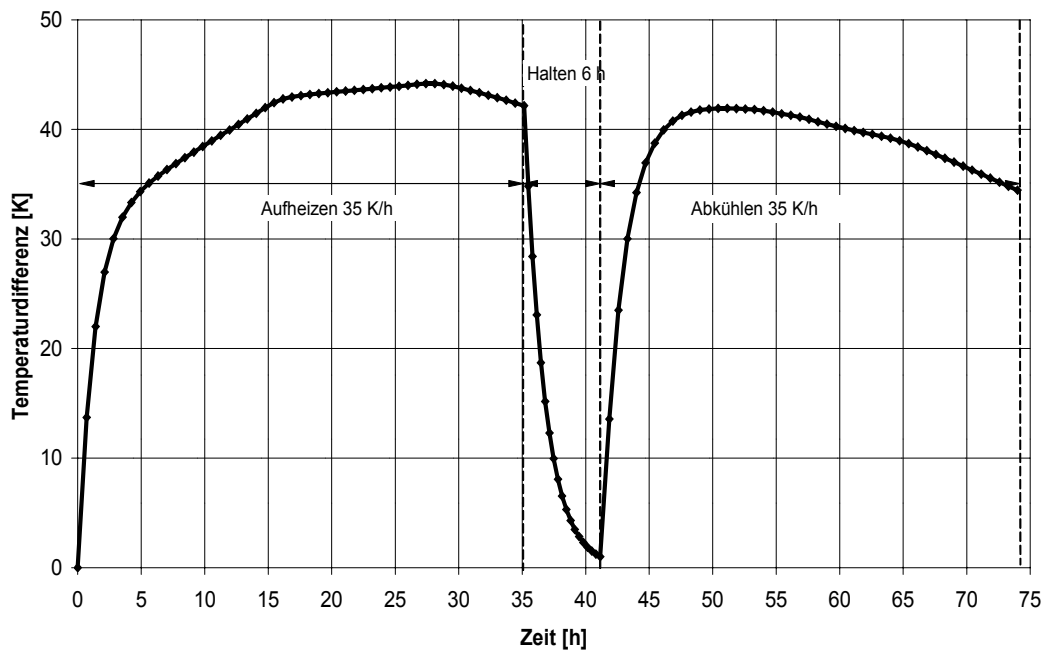


Bild 64: Temperaturdifferenz im sauren Schamottestein, NF2, quer

Bild 64 zeigt die maximale Temperaturdifferenz im sauren Schamottestein über der Brennzeit. Der Verlauf der Temperaturdifferenz ist mit der Temperaturdifferenz im tonerdereichen Schamottestein vergleichbar, da die wärmetechnischen Stoffwerte (Wärmeleitfähigkeit, Rohdichte, spezifische Wärmekapazität) für beide Steine in der gleichen Größenordnung liegen.

Die maximale Temperaturdifferenz liegt in der Aufheizphase bei knapp 44 K. In der Abkühlphase beträgt sie maximal 42 K.

6.2.3 Maximale Zugspannung im Stein während des Brandes

Den Verlauf der maximalen Zugspannung über der Brennzeit zeigt Bild 65. Die Absolutwerte der maximalen Zugspannungen liegen in der Aufheizphase und der Abkühlphase in der gleichen Größenordnung.

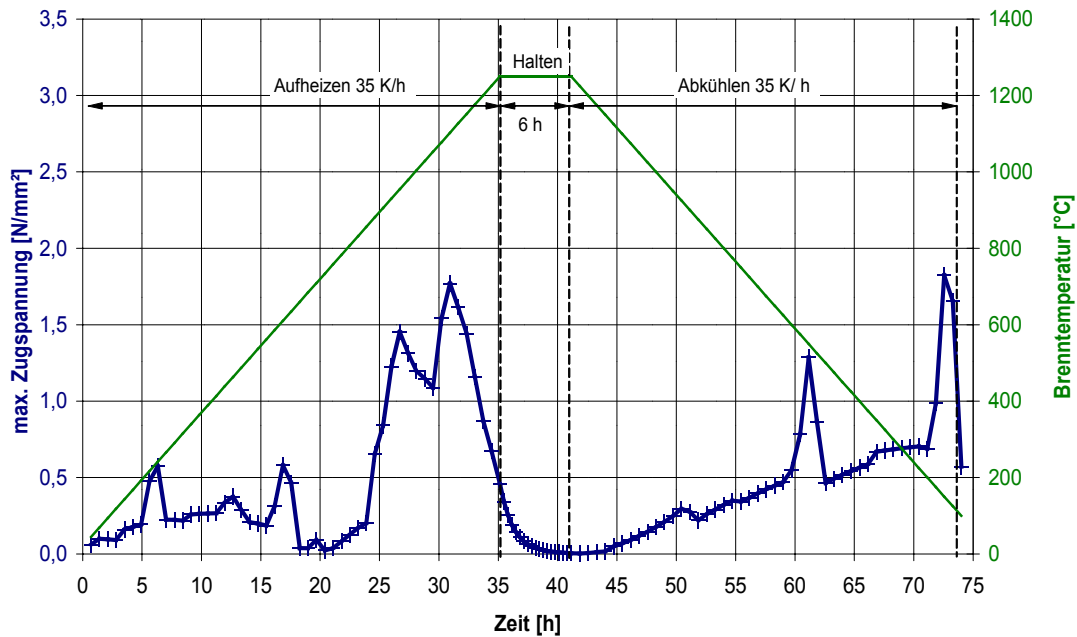


Bild 65: Maximale Zugspannung im sauren Schamottestein, NF2, quer

Zur Beurteilung werden die berechneten maximalen Zugspannungen im Stein wieder mit der Zugfestigkeiten (als Versagenskriterium) verglichen.

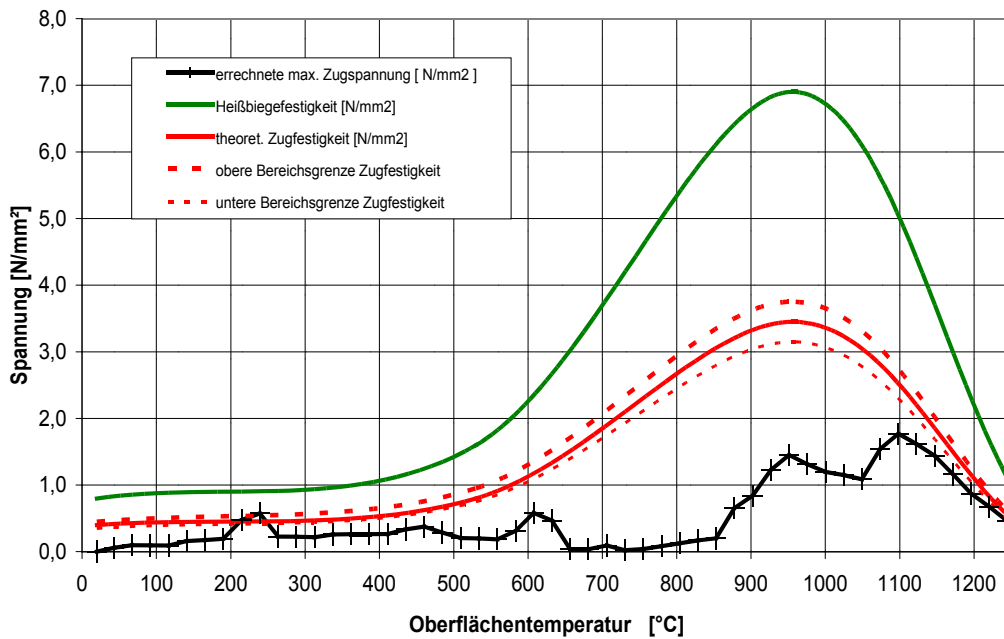


Bild 66: Spannungsverlauf im sauren Schamottestein in der Aufheizphase über der Brenntemperatur im Vergleich mit der theoretischen Zugfestigkeit

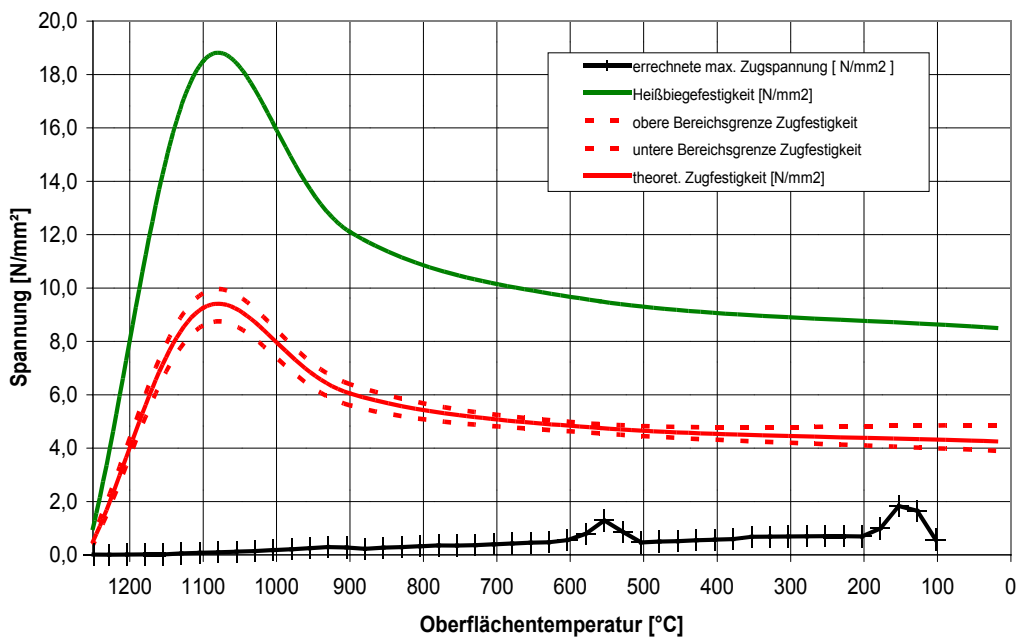


Bild 67: Spannungsverlauf im sauren Schamottestein in der Abkühlphase über der Brenntemperatur im Vergleich mit der theoretischen Zugfestigkeit

Aus Bild 66 erkennt man, dass in der Aufheizphase die berechneten Spannungswerte im Temperaturbereich von ca. 200 °C bis 250 °C die theoretische Zugfestigkeit übersteigen und damit im kritischen Bereich liegen. Ursache für dieses Spannungsmaximum ist die β - α -Modifikationsänderung des Cristobalits.

Ein weiteres lokales Maximum der Spannungswerte liegt bei ca. 600 °C, also im Temperaturbereich der β - α -Modifikationsänderung des Quarzes. Hier liegen die berechneten maximalen Zugspannungen jedoch noch nicht im kritischen Bereich.

In der Abkühlphase erreichen die Zugspannungswerte ihr Maximum bei ca. 150 °C (Bild 67). Dieses lokale Maximum ist auf die reversible Modifikationsänderung des Cristobalits zurückzuführen. Die auftretenden maximalen Zugspannungen im Stein liegen aber noch deutlich unterhalb der Zugfestigkeit.

Um den Stein rissfrei zu brennen, müssen entweder die Aufheizgeschwindigkeit im Temperaturbereich von ca. 180 °C bis ca. 300 °C verringert werden oder

andere Veränderungen, wie z. B. die Aufstellung des Steines auf der Setzplatte oder die Dicke der Setzplatte, vorgenommen werden. Auch dieses Ergebnis deckt sich mit den Erfahrungen beim Brand der sauren Schamottesteine bei der Fa. Dr. C. Otto Feuerfest GmbH in Bochum. Der Brand der sauren Schamottesteine erfolgt hochkant stehend auf einer möglichst dünnen Setzplatte. Der Einfluss dieser Randbedingungen wird in den Kapiteln 8 und 9 näher betrachtet.

Aus dem Vergleich der berechneten Spannungen im Normalformatstein mit den Zugfestigkeiten sind jedoch auch Reserven in der Aufheizgeschwindigkeit im Temperaturbereich von ca. 650 °C bis ca. 1050 °C erkennbar. In der Abkühlphase kann im Temperaturbereich von ca. 1250 °C bis ca. 650 °C die Abkühlgeschwindigkeit enorm gesteigert werden. Zwischen 500 °C und ca. 180 °C ist ebenfalls eine Erhöhung der Abkühlgeschwindigkeit möglich.

6.2.4 Lage der maximalen Zugspannungen im Stein

In der Aufheizphase (Bilder 68 und 69) befinden sich die maximalen Zugspannungen des Steines in der Mitte der unteren Auflagefläche (Mitte Setzplatte).

In der Abkühlphase treten die maximalen Zugspannungen des Steines an den unteren Ecken (Ecke Setzplatte) auf. Bild 70 zeigt die Lage der maximalen Zugspannungen für eine Brenntemperatur von 150 °C.

Die geometrische Lage der maximalen Spannungen im sauren Schamottestein belegt für diese Steingeometrie und Anordnung des Steines auf der Setzplatte erneut den entscheidenden wärmetechnischen Einfluss der Setzplatte.

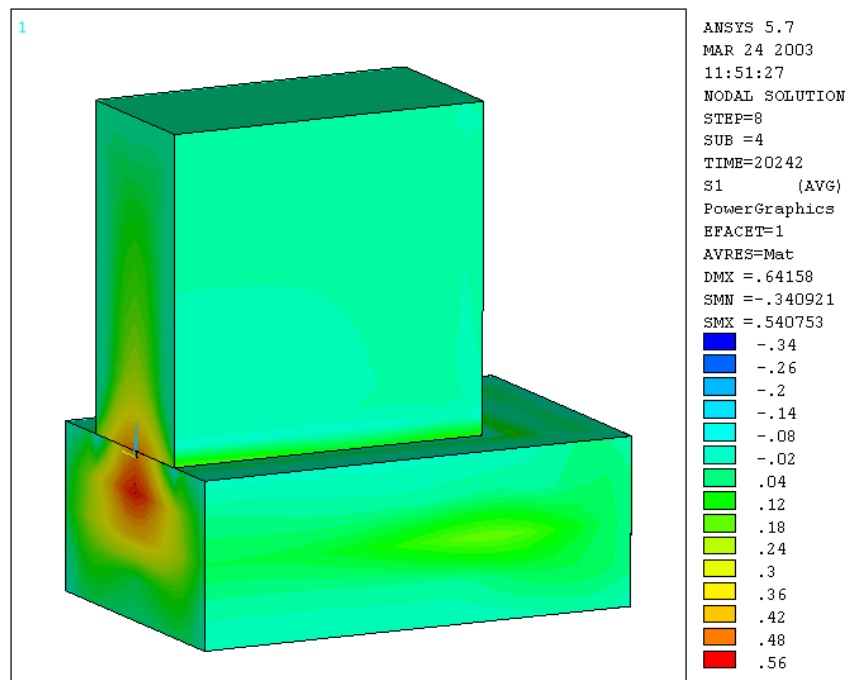


Bild 68: Lage der maximalen Zugspannung in der Aufheizphase
(Brenntemperatur: 215°C)

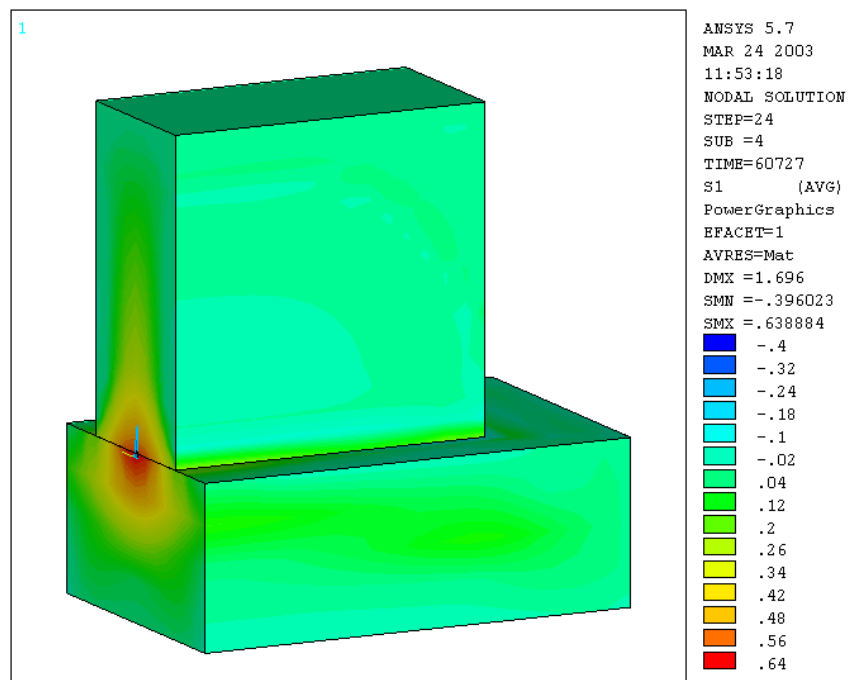


Bild 69: Lage der maximalen Zugspannung in der Aufheizphase
(Brenntemperatur: 610°C)

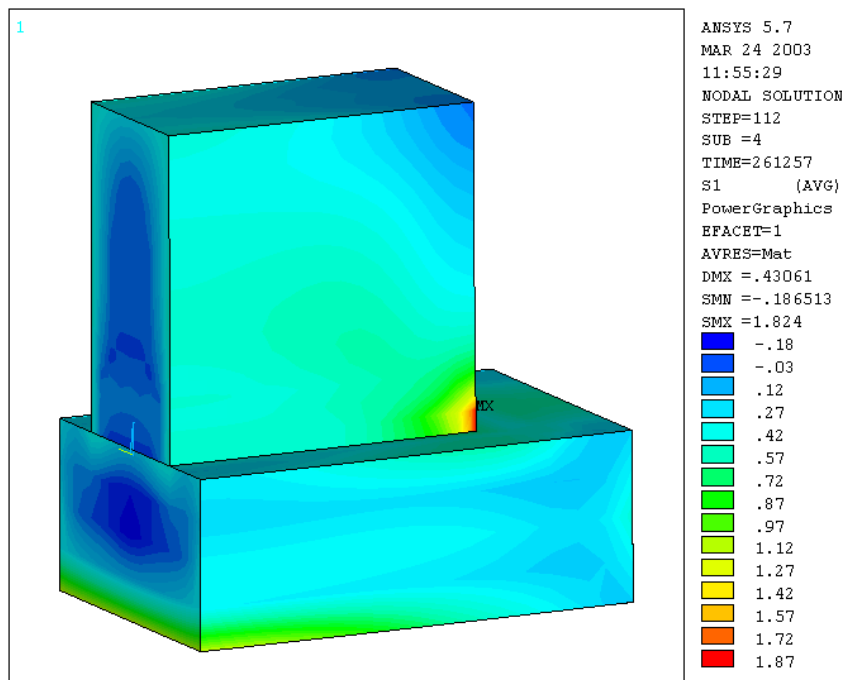


Bild 70: Lage der maximalen Zugspannung in der Abkühlphase
 (Brenntemperatur: 150°C)

7. Verifizierung der Modellergebnisse durch Brennversuche im Laborofen

Zur Verifizierung der Modellergebnisse wurden Versuchsbrände in einem elektrisch beheizten Hochtemperatur-Laborofen durchgeführt.

Der ungebrannte tonerdreiche Schamottestein mit dem Format NF2 (250 x 124 x 64 mm³) befand sich dafür auf einer 64 mm starken Setzplatte aus gebrannten tonerdreichen Steinen. Die Anordnung des Einzelsteines (auf einer Seitenfläche stehend - „quer“) und der Setzplatte im Kammerofen erfolgte in Anlehnung an den im Bild 11 dargestellten Modellbereich und ist im Bild 71 zu sehen.

Die Temperaturen im Stein wurden mit Hilfe eines Linseis „LPD12III“-12-Kanal-Schreibers mit digitaler Messwertspeicherung erfasst.



Bild 71: Versuchsanordnung für die Verifizierung des Modells

Für Voruntersuchungen bis max. 1000 °C wurden Mantelthermoelemente vom „Typ K“ (NiCr-Ni) mit einem Durchmesser von 0,5 mm verwendet.

Diese Versuche zum Temperaturfeld bestätigten die Modellrechnungen, wonach sich die maximale Temperaturdifferenz im Stein zwischen der oberen Ecke des Steins und der Oberflächentemperatur des Steines auf der Mitte der Setzplatte ergibt.

Für die Brennversuche bis 1450 °C wurden Thermoelemente vom „Typ S“ (Platin - 10% Rhodium / Platin) mit einem Durchmesser von 0,2 mm verwendet.

Diese Thermoelemente wurden aus Thermodraht durch Verschweißen im Lichtbogen hergestellt.

Die Thermoelemente an den Ecken des Steins wurden ca. 5 mm entlang der senkrechten Kante in den Stein versenkt und befanden sich ca. 2 mm unterhalb der Kantenoberfläche.

Die Aufheiz- und die Abkühlgeschwindigkeiten betragen 35 K/h, die Haltezeit bei maximaler Brenntemperatur (1450 °C) sechs Stunden, vergl. Bild 14.

Da der Laborkammerofen über keine Kühleinrichtung verfügt, konnte die vorgegebene Abkühlgeschwindigkeit nicht bis zu einer Ofenraumtemperatur von 100 °C, sondern nur bis ca. 300 °C eingehalten werden. Die gemessenen Temperaturverläufe im Stein zeigt Bild 72.

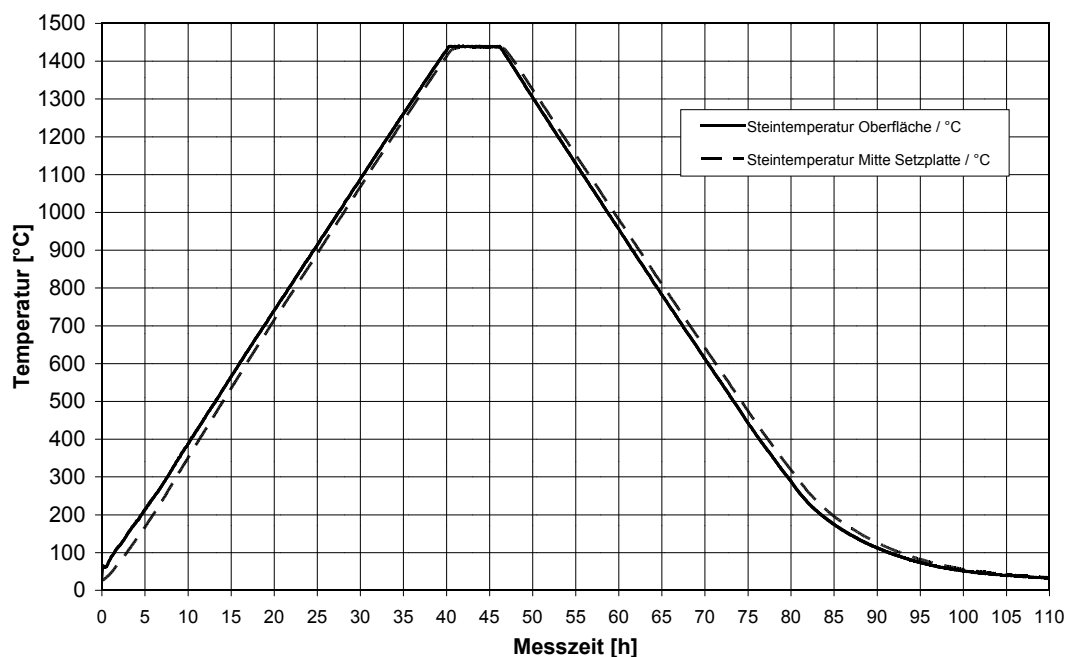


Bild 72: Temperaturverlauf im tonerdereichen Stein während des Brandes

Aus den aufgezeichneten Temperaturen ergibt sich die maximale Temperaturdifferenz im Stein, wie sie im Bild 73 über der Messzeit aufgetragen ist, wobei

die Abkühlphase nur bis zu einer Ofenraumtemperatur von ca. 300 °C dargestellt ist.

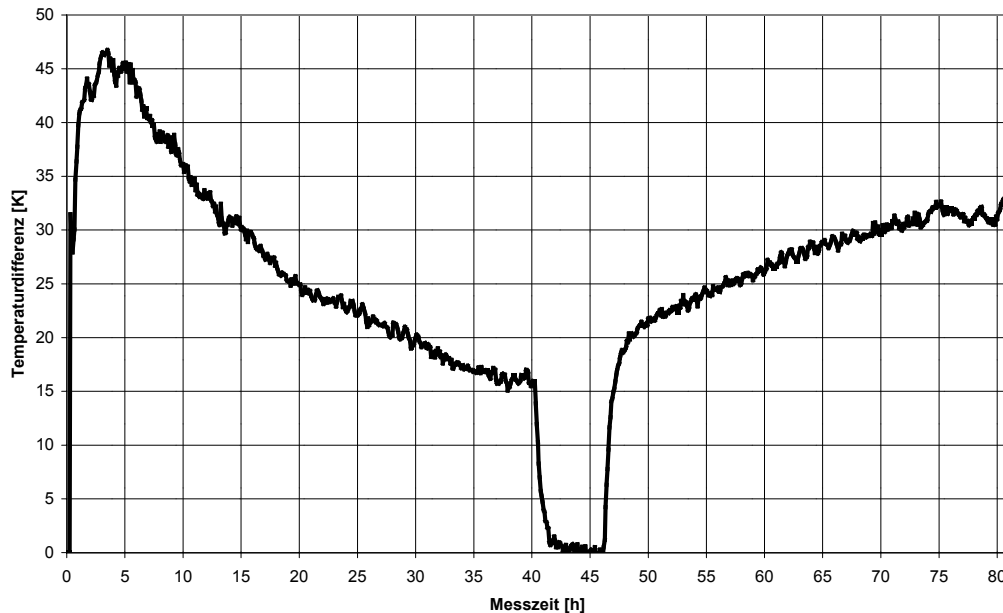


Bild 73: Gemessene maximale Temperaturdifferenz im tonerdereichen Schamottestein über der Brennzeit

Die Geometrie und die Stoffwerte für den Modellkörper und die Setzplatte sind bekannt. Der Einzelbrand im Laborkammerofen weist jedoch im Unterschied zum Stapelbrand im Tunnelofen völlig andere Wärmeübertragungsbedingungen auf.

Zur Überprüfung des FEM-Modells kann deshalb als einziger Parameter der Wärmeübergangskoeffizient im Modell variiert werden.

Der konvektive Anteil kann beim vorliegenden elektrisch beheizten Laborkammerofen vernachlässigt werden. Der Wärmeübergangskoeffizient zur Berücksichtigung des Strahlungswärmeaustausches steigt mit der Temperatur an. Für die Aufheizphase wurde ein Anstieg des Wärmeübergangskoeffizienten von 4,5 W/(m²K) bei Raumtemperatur auf 270 W/(m²K) bei 1450 °C ermittelt. Für die Abkühlphase liegt der Wärmeübergangskoeffizient aufgrund des

umgekehrten Flächenverhältnisses der Strahlungspartner niedriger und reicht von $50 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$ bei $300 \text{ }^\circ\text{C}$ bis $150 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$ bei $1450 \text{ }^\circ\text{C}$.

Mit diesem neuen Parameter wurden der Brennprozess im Laborkammerofen mit Hilfe des Simulationsmodells nachgerechnet. Der Vergleich der berechneten und der gemessenen Temperaturdifferenz ist im Bild 74 dargestellt. Die beiden Kurvenverläufe zeigen eine sehr gute Übereinstimmung.

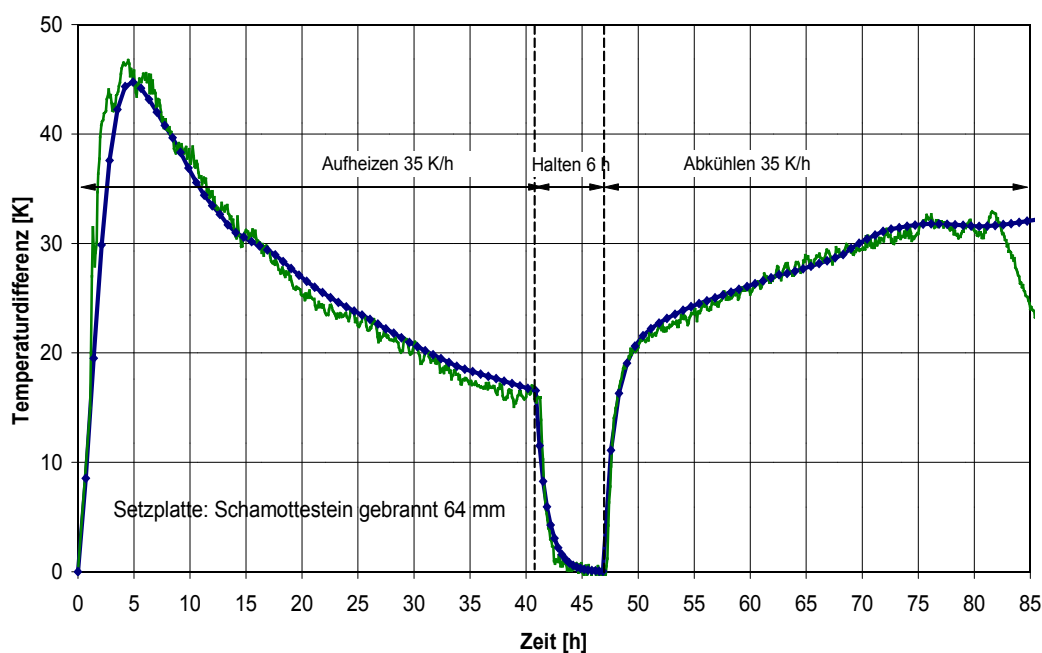


Bild 74: Vergleich der berechneten und der gemessenen Temperaturdifferenz über der Brennzeit

In den Bildern 75 und 76 sind ergänzend zur berechneten Temperaturdifferenz die berechneten Zugspannungen während der Aufheiz- und der Abkühlphase für den Stein im Laborkammerofen, d. h. mit den veränderten Wärmeübergangskoeffizienten, dargestellt. Wie erwartet, treten keine kritischen Spannungen auf. Im Stein traten ebenfalls keine Risse durch den Brand auf.

Die Temperaturbereiche der lokalen Maxima decken sich weitgehend mit den Berechnungen für den Einzelstein im Tunnelofen, wobei sich der sehr große Wärmeübergangskoeffizient im Temperaturbereich oberhalb ca. $700 \text{ }^\circ\text{C}$ im

Laborkammerofen positiv auf die Temperaturdifferenz und die Größe der Zugspannungen auswirkt.

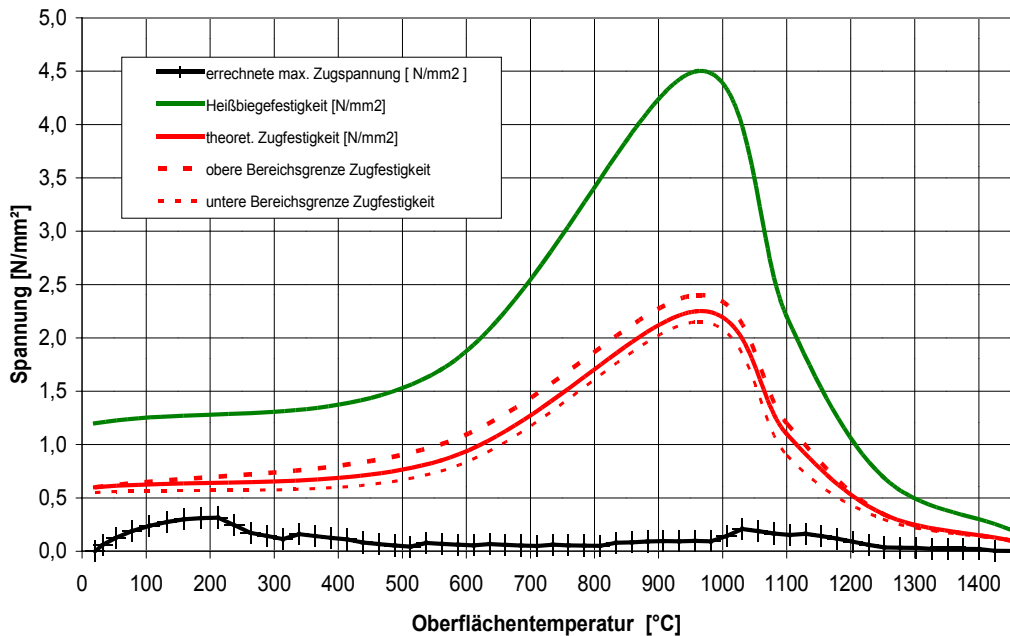


Bild 75: Spannungsverlauf im tonerreichem Schamottestein in der Aufheizphase über der Brenntemperatur im Vergleich mit der theoretischen Zugfestigkeit

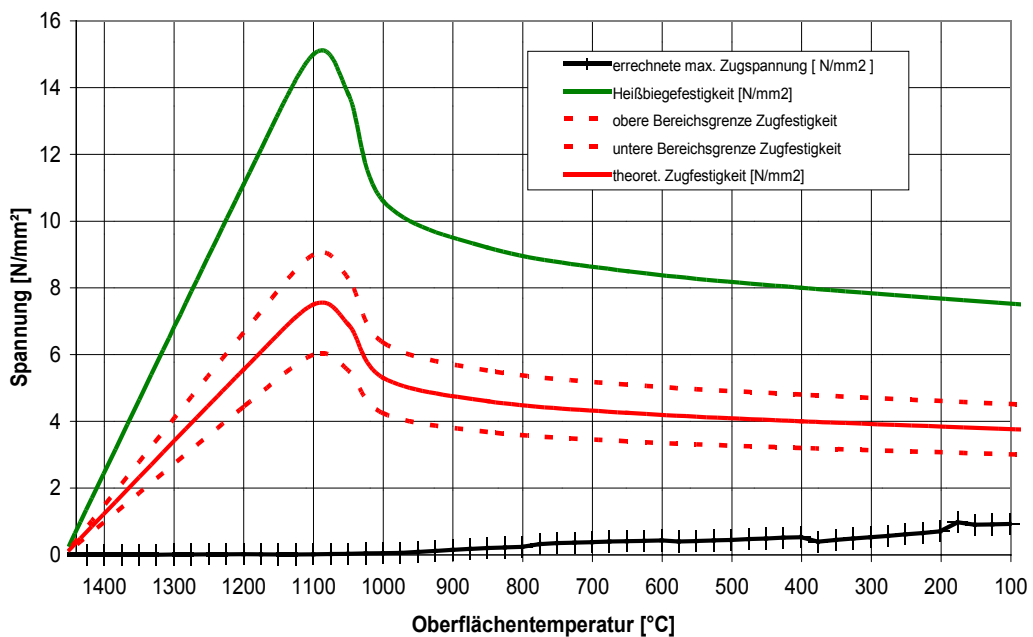


Bild 76: Spannungsverlauf im tonerreichem Schamottestein in der Abkühlphase über der Brenntemperatur im Vergleich mit der theoretischen Zugfestigkeit

8. Variation der Anordnung des Steines auf der Setzplatte

8.1 Tonerdereicher Schamottestein mit dem Format NF2

Für quaderförmige Brenngüter gibt es drei verschiedene Möglichkeiten der Anordnung auf der Unterlage - flach aufliegend oder auf einer Seitenfläche bzw. auf einer Stirnfläche stehend (Bild 77).

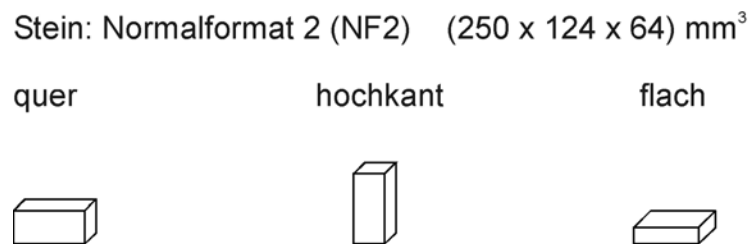


Bild 77: Darstellung der verschiedenen Setzweisen, NF2

Die Dicke der Setzplatte wurde für alle Berechnungen einheitlich mit 64 mm angenommen.

Wie aus Bild 78 zu erkennen ist, ist die maximale Temperaturdifferenz für den hochkant auf der Setzplatte stehenden Normalformatstein am geringsten, während sie für den flach aufliegenden Stein am größten ist. Im flach aufliegenden Stein kommt es in der Haltephase nicht zum vollständigen Temperatenausgleich, d. h. die Abkühlphase beginnt bereits, bevor der Stein auf der Mitte der Setzplatte die Brenntemperatur erreicht hat.

Auch für die maximalen Zugspannungen im Stein ist der hochkant stehende Stein optimal. Das Aufstellen des Steins auf die kleinste Fläche liefert die niedrigsten Spannungswerte, während im flach aufliegenden Stein die größten Zugspannungen entstehen (Bild 79).

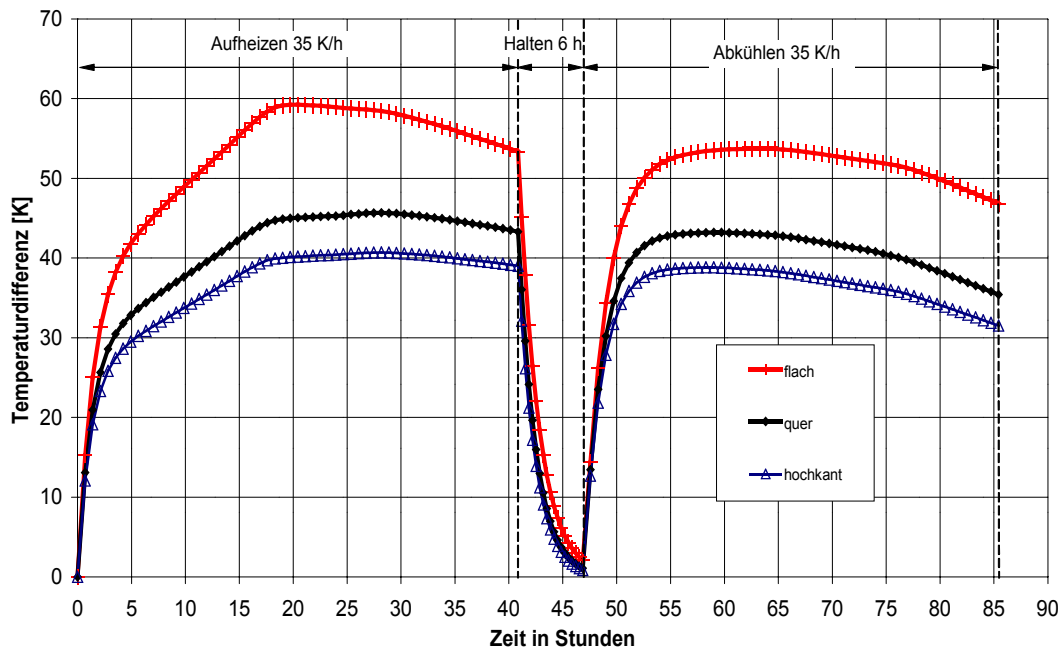


Bild 78: Temperaturdifferenz im tonerdereichen Schamottestein unter Berücksichtigung der Setzweise, NF2

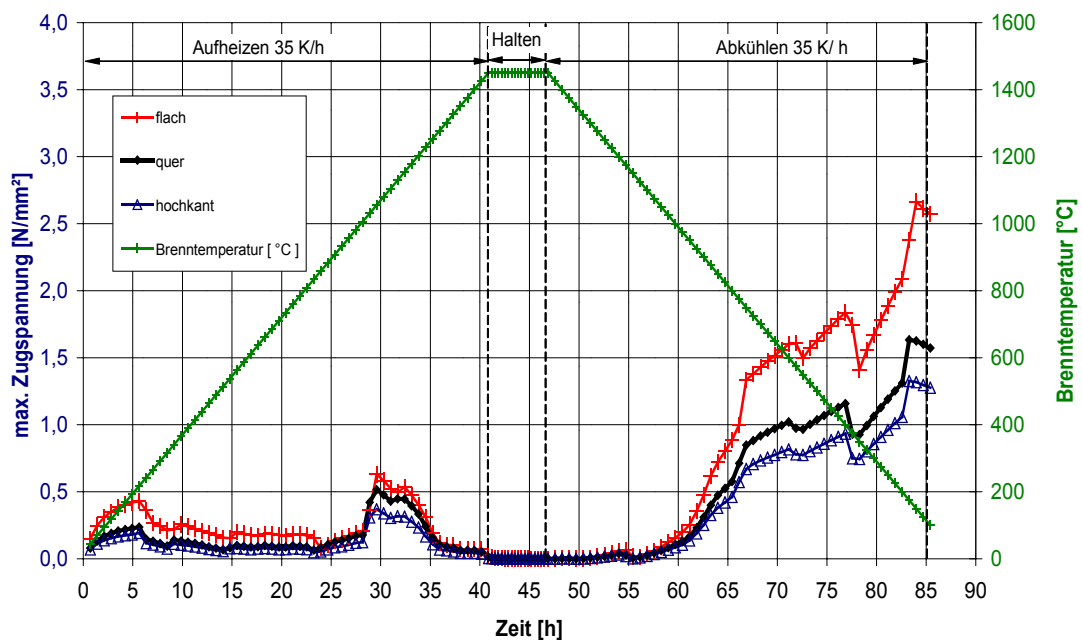


Bild 79: Maximale Zugspannung im tonerdereichen Schamottestein unter Berücksichtigung der Setzweise, NF2

Die Beurteilung der berechneten maximalen Zugspannungen durch den Vergleich mit der Zugfestigkeit zeigt jedoch für den tonerdereichen Schamotte-

stein mit dem Format NF2, dass die auftretenden Spannungen selbst beim flach aufliegendem Stein noch nicht im kritischen Bereich liegen, aber an ihn heranreichen (Bilder 80 und 81).

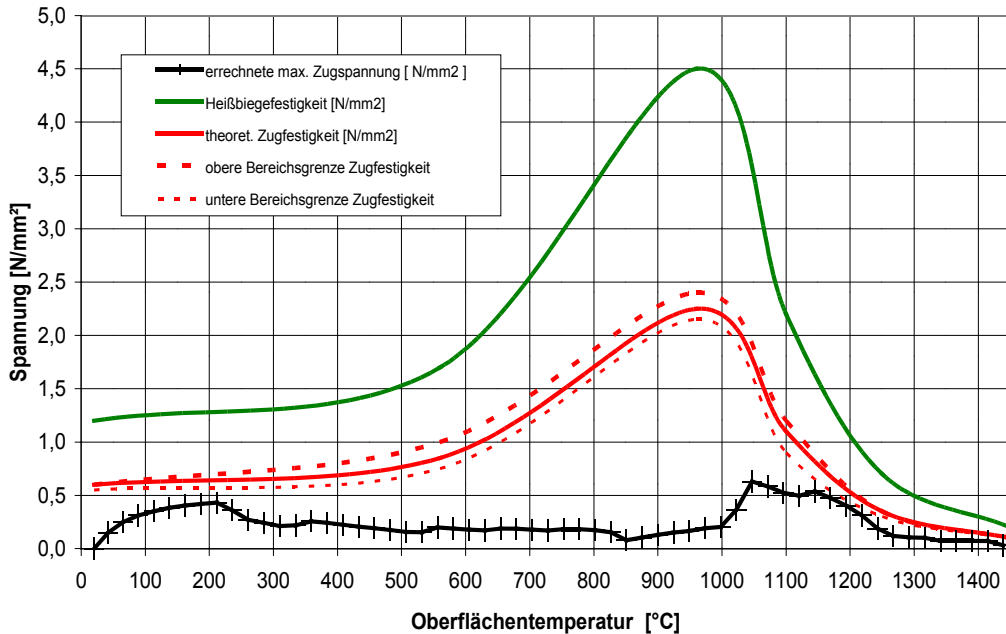


Bild 80: Spannungsverlauf im tonerdereichen Schamottestein in der Aufheizphase über der Brenntemperatur im Vergleich mit der theoretischen Zugfestigkeit, NF2, flach

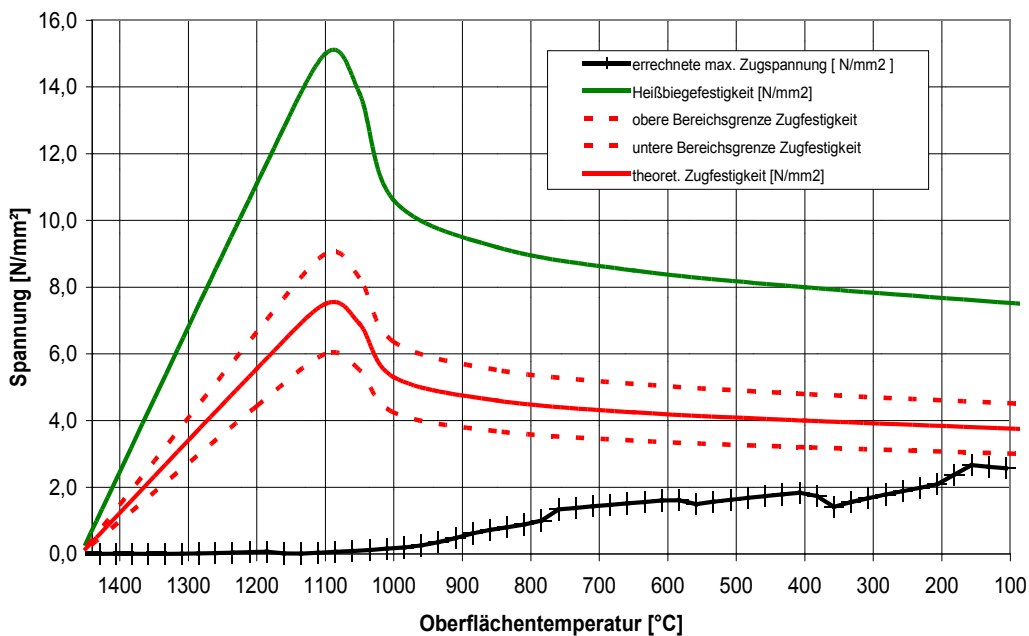
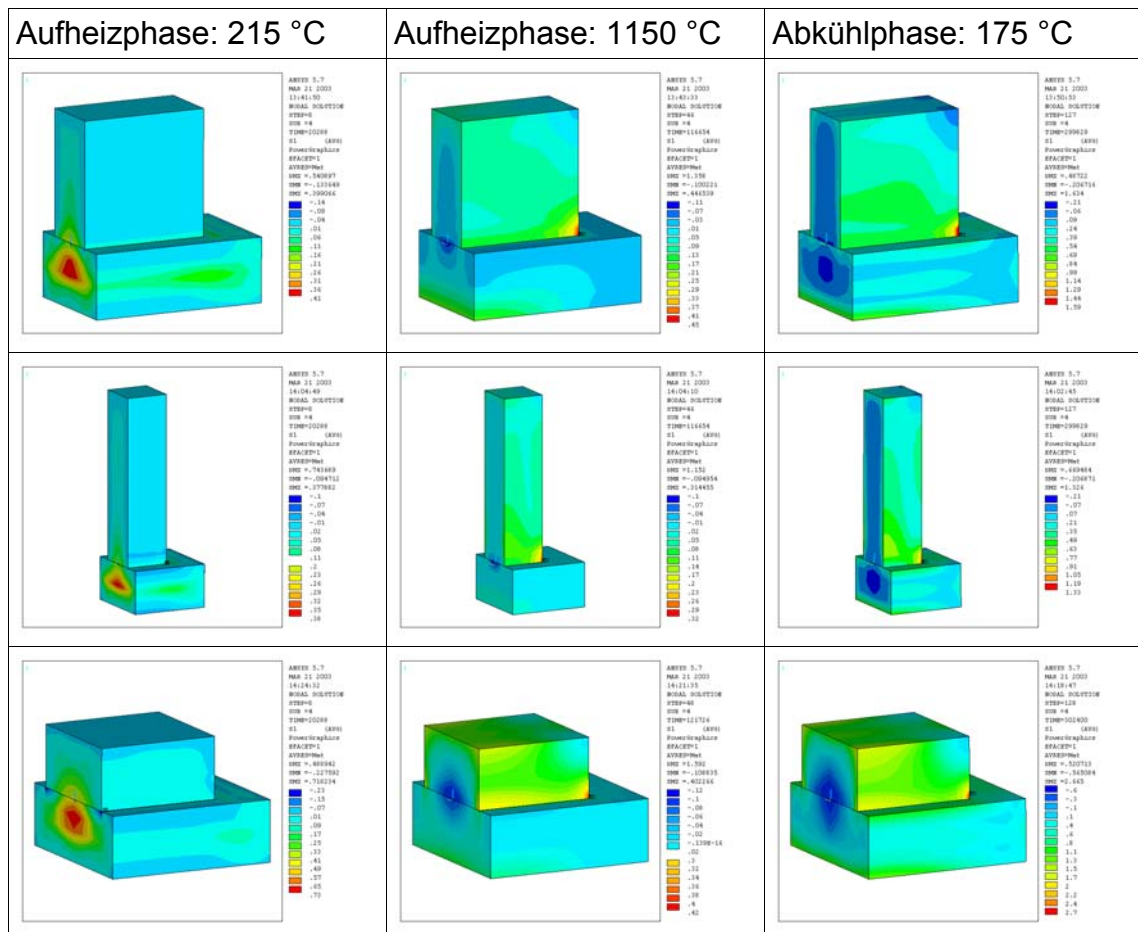


Bild 81: Spannungsverlauf im tonerdereichen Schamottestein in der Abkühlphase über der Brenntemperatur im Vergleich mit der theoretischen Zugfestigkeit, NF2, flach

Die Lage der maximalen Zugspannungen im Stein zu den einzelnen Brennzeiten ist für alle drei Anordnungen vergleichbar (Tafel 7). Nur bei dem flach aufliegenden Stein treten zusätzlich auch an den Kanten merkliche Zugspannungen auf.



Tafel 7: Lage der maximalen Zugspannungen bei unterschiedlichen Brenn-temperaturen, NF2, Setzweise: quer, hochkant und flach

8.2 Saurer Schamottestein mit dem Format NF2

Auch für den sauren Schamottestein wurde die Variation der Anordnung des Steins auf der Setzplatte durchgeführt. Dabei ist jedoch zu beachten, dass bereits bei der Aufstellung des Steines auf einer Seitenfläche (Setzweise „quer“) in der Aufheizphase kritische Zugspannungen entstehen (Bild 66).

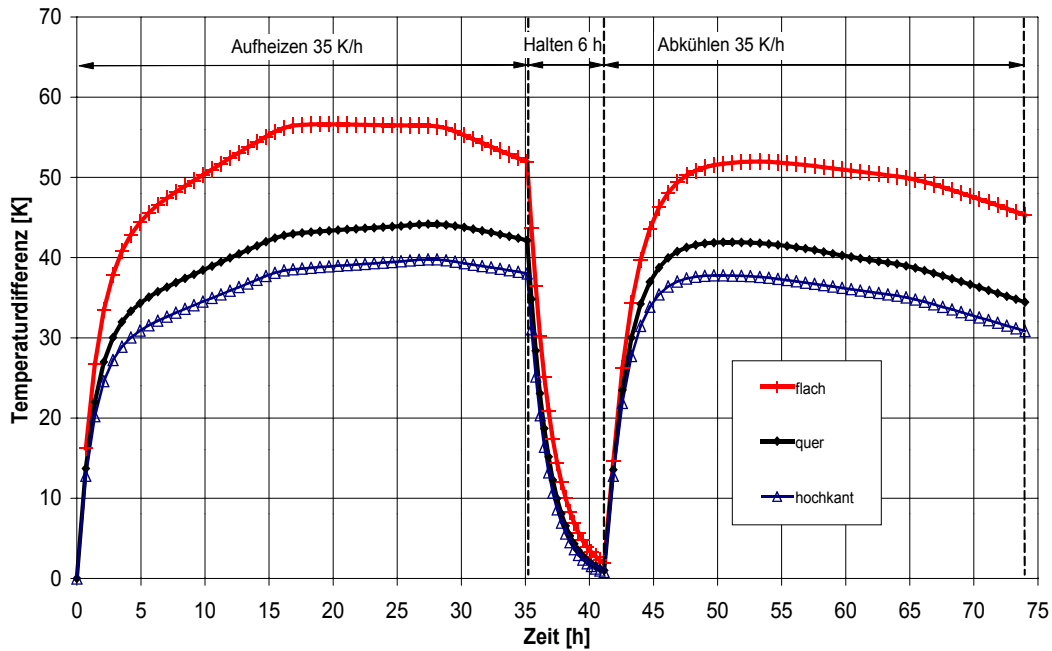


Bild 82: Temperaturdifferenz im sauren Schamottestein unter Berücksichtigung der Setzweise, NF2

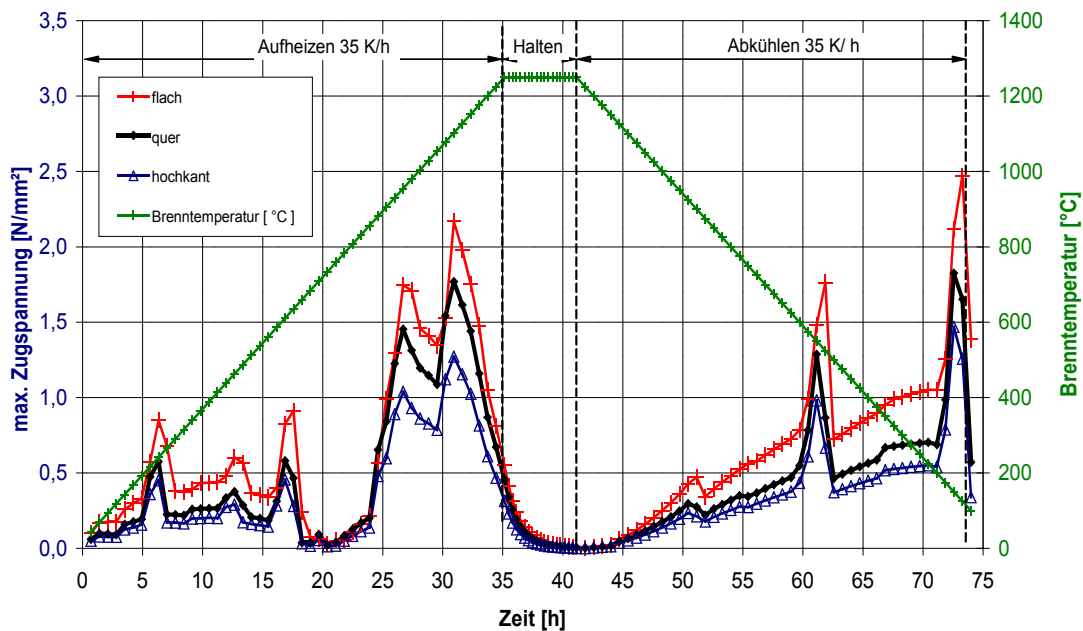


Bild 83: Maximale Zugspannung im sauren Schamottestein unter Berücksichtigung der Setzweise, NF2

Wie die Bilder 82 und 83 zeigen, sind beim flach aufliegenden Stein die Temperaturdifferenzen und die Zugspannungen wiederum am größten und beim hochkant stehenden Stein am geringsten.

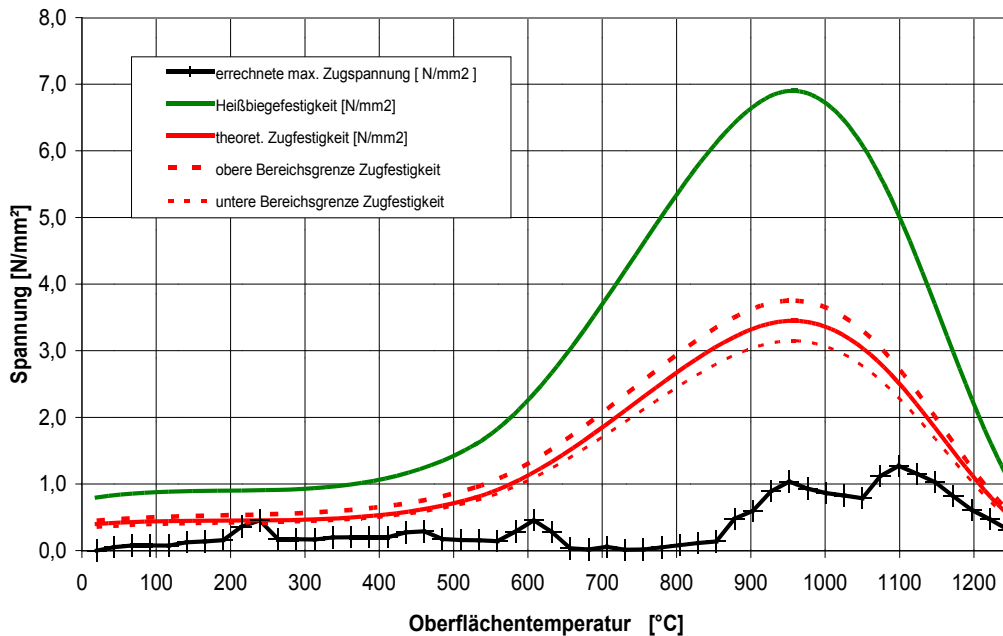


Bild 84: Spannungsverlauf im sauren Schamottestein in der Aufheizphase über der Brenntemperatur im Vergleich mit der theoretischen Zugfestigkeit, NF2, hochkant

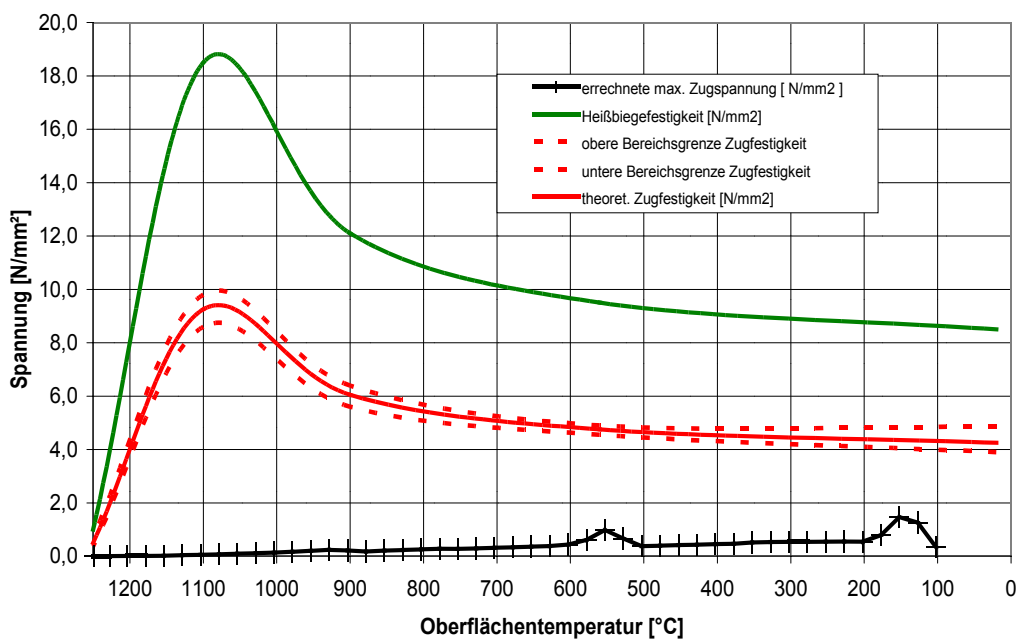
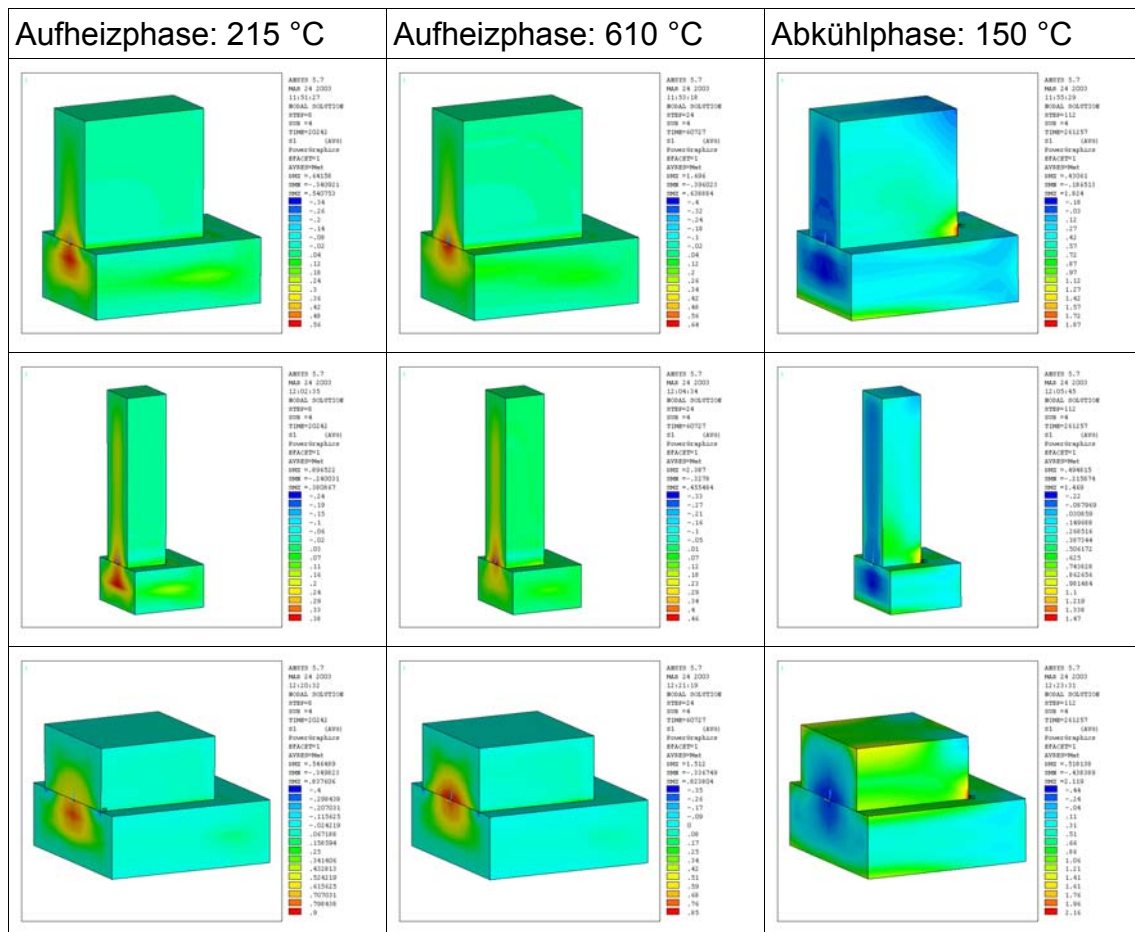


Bild 85: Spannungsverlauf im sauren Schamottestein in der Abkühlphase über der Brenntemperatur im Vergleich mit der theoretischen Zugfestigkeit, NF2, hochkant

Bei der Beurteilung der berechneten maximalen Zugspannungen durch den Vergleich mit der Zugfestigkeit zeigt sich, dass die Spannungswerte beim Aufheizen im Temperaturbereich von ca. 200 °C bis 250 °C immer noch im kritischen Bereich liegen. Das Aufstellen des Steines auf die kleinste Fläche ist also nicht ausreichend, um eine rissfreie Erwärmung zu garantieren.

Die Lage der maximalen Zugspannungen im Stein zu den einzelnen Brennzeiten ist für alle drei Anordnungen vergleichbar (Tafel 8). In der Aufheizphase liegen die maximalen Zugspannungen des Steines, im Gegensatz zum tonerde-reichen Schamottestein, immer in der Mitte der unteren Auflagefläche. Nur bei dem flach aufliegenden Stein treten in der Abkühlphase zusätzlich an den Kanten merkbliche Zugspannungen auf.



Tafel 8: Lage der maximalen Zugspannungen bei unterschiedlichen Brenn-temperaturen, NF2, Setzweise: quer, hochkant und flach

8.3 Tonerreicher Schamottestein mit dem Format P10

In Analogie zu den Betrachtungen am Normalformatstein NF2 soll der Einfluss der Anordnung des Brenngutes auf der Setzplatte auch für ein großvolumiges plattenförmiges Format (P10) mit den Abmessungen $750 \times 500 \times 100 \text{ mm}^3$ untersucht werden (Bild 86). Die Berechnungen wurden für den Brand des tonerdereichen Schamottesteins durchgeführt.

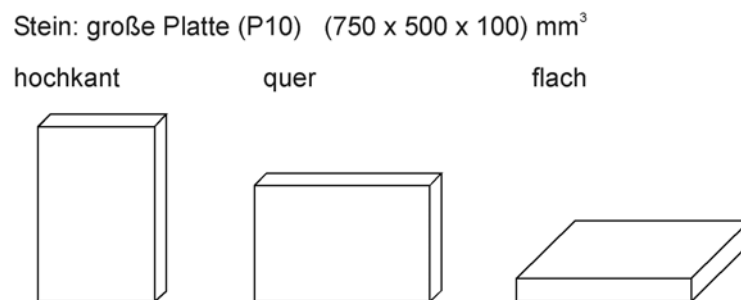


Bild 86: Darstellung der verschiedenen Setzweisen, P10

Wie erwartet, sind die maximalen Temperaturdifferenzen für den flach aufliegenden Stein am größten. Der Unterschied zwischen den anderen beiden Setzweisen ist dagegen vernachlässigbar, da die große Platte in beiden Fällen weit in den Brennraum hinein ragt und die Berührungsfläche mit der Setzplatte verhältnismäßig klein ist (Bild 87). Im flach aufliegenden Stein beträgt die Temperaturdifferenz am Ende der Haltephase noch mehr als 34 K. Der Stein erreicht auf der Mitte der Setzplatte nur eine Maximaltemperatur von ca. $1415 \text{ }^\circ\text{C}$.

Entsprechend sind auch die maximalen Zugspannungen im flach aufliegenden Stein am größten, während der Unterschied zwischen den anderen beiden Setzweisen sehr gering ist (Bild 88).

Der Vergleich der berechneten maximalen Zugspannungen mit den Zugfestigkeitswerten zeigt, dass die aufrecht stehenden Platten ohne Rissgefahr gebrannt werden können (Bilder 89 und 90). Im flach aufliegende Stein treten sowohl in der Aufheiz- als auch der Abkühlphase Zugspannungen auf, die größer als die Zugfestigkeit sind (Bilder 91 und 92).

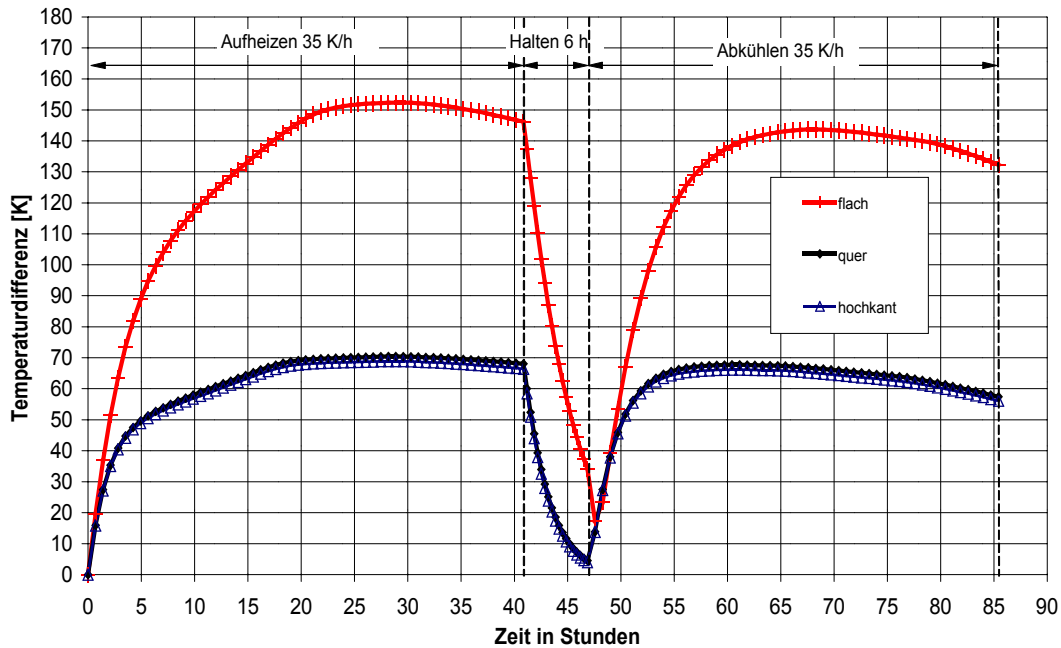


Bild 87: Temperaturdifferenz im tonerdereichen Schamottestein unter Berücksichtigung der Setzweise, P10

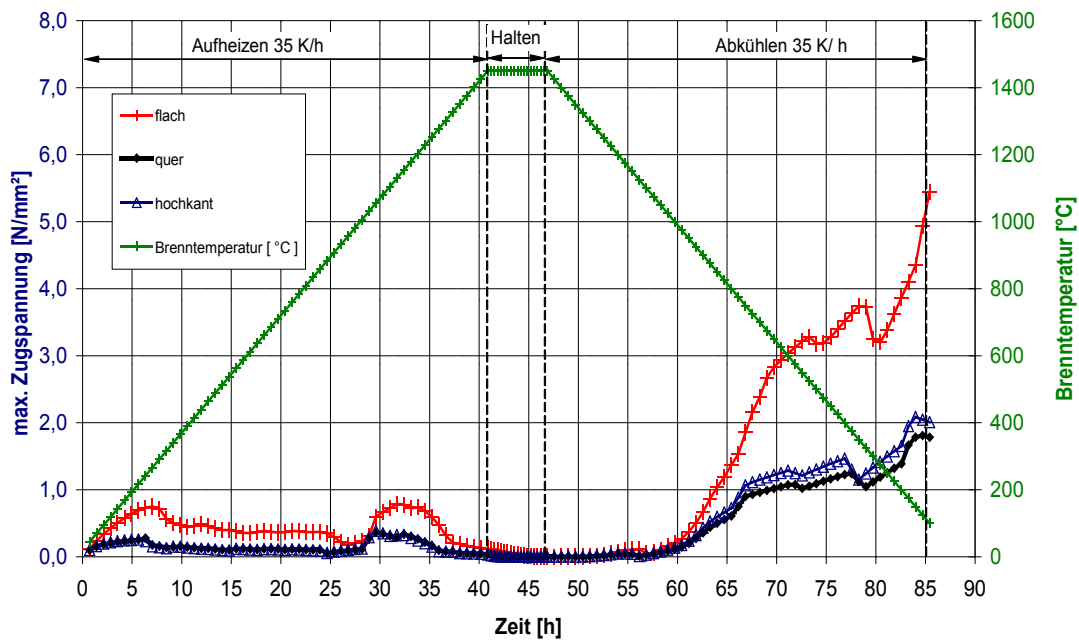


Bild 88: Maximale Zugspannung im tonerdereichen Schamottestein unter Berücksichtigung der Setzweise, P10

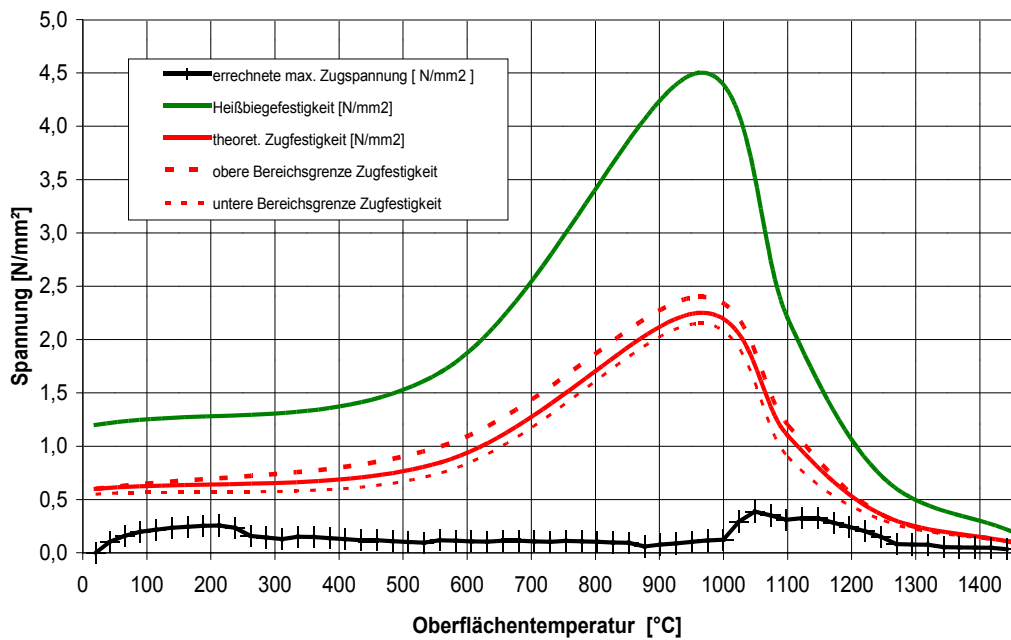


Bild 89: Spannungsverlauf im tonerdereichen Schamottestein in der Aufheizphase über der Brenntemperatur im Vergleich mit der theoretischen Zugfestigkeit, P10, hochkant

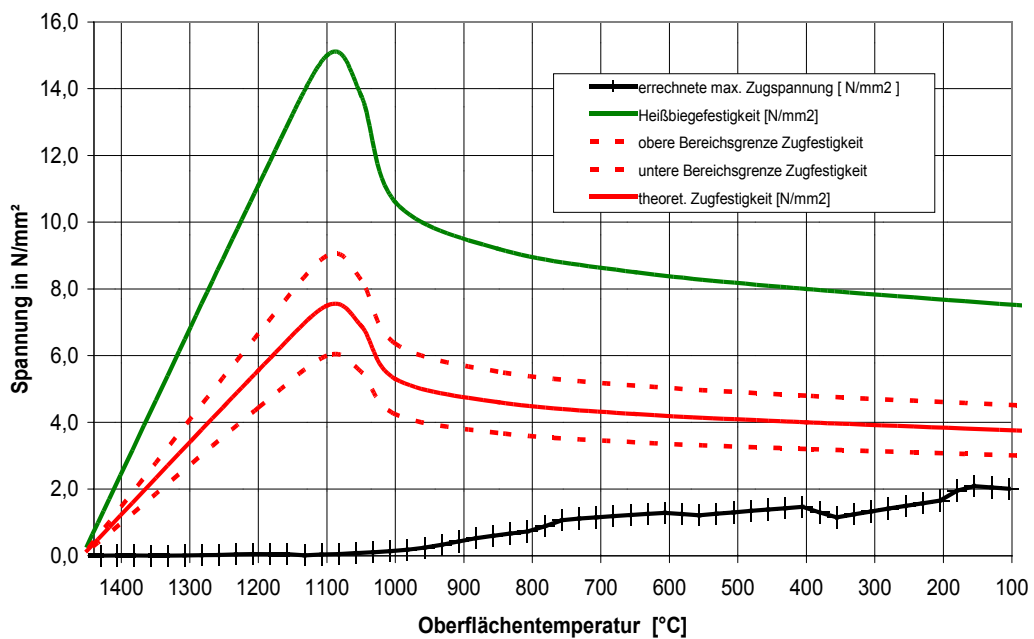


Bild 90: Spannungsverlauf im tonerdereichen Schamottestein in der Abkühlphase über der Brenntemperatur im Vergleich mit der theoretischen Zugfestigkeit, P10, hochkant

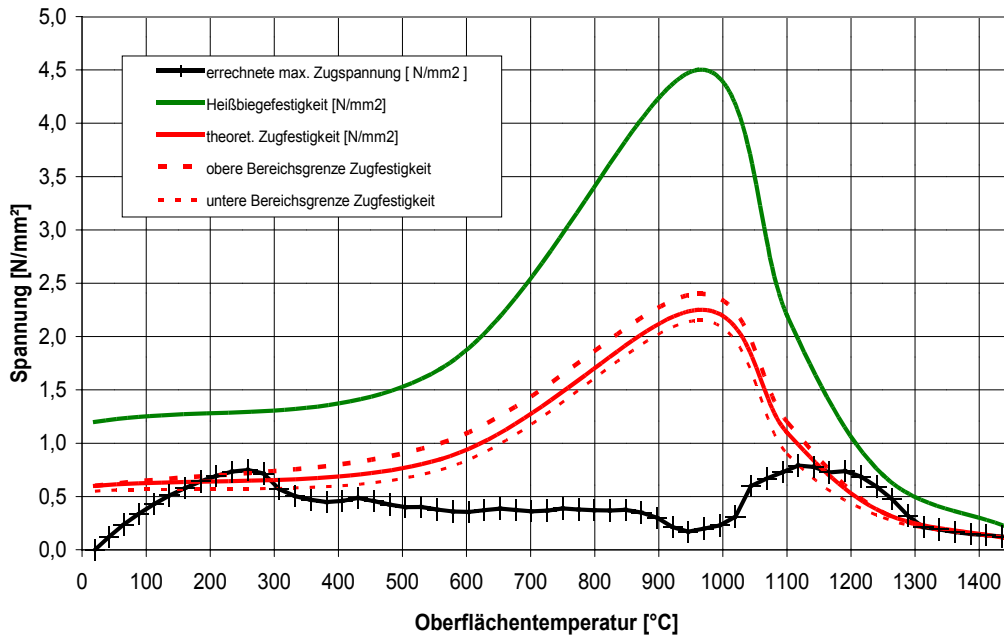


Bild 91: Spannungsverlauf im tonerdereichen Schamottestein in der Aufheizphase über der Brenntemperatur im Vergleich mit der theoretischen Zugfestigkeit, P10, flach

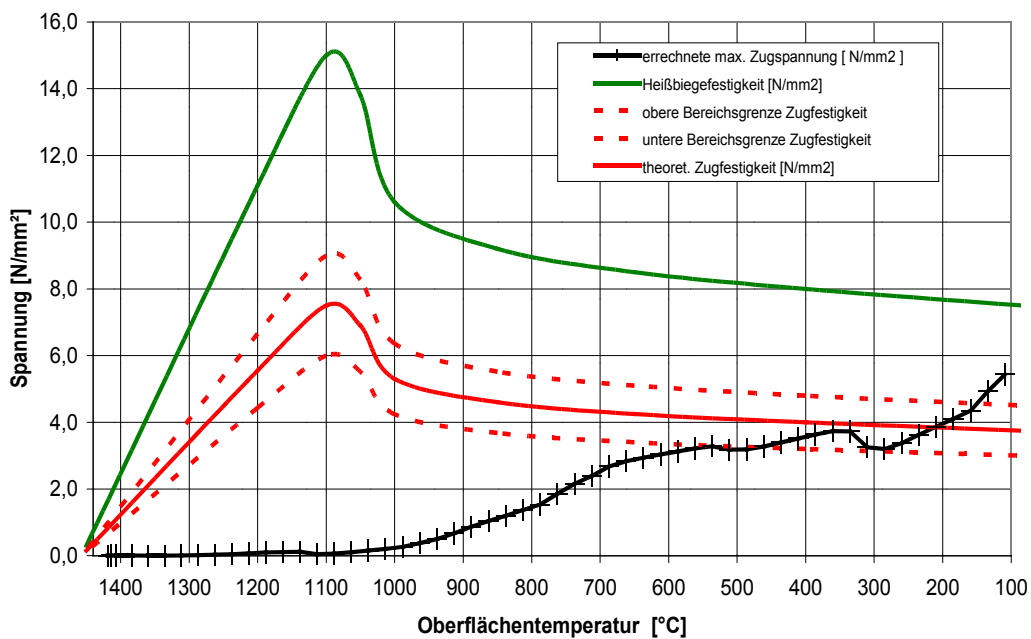
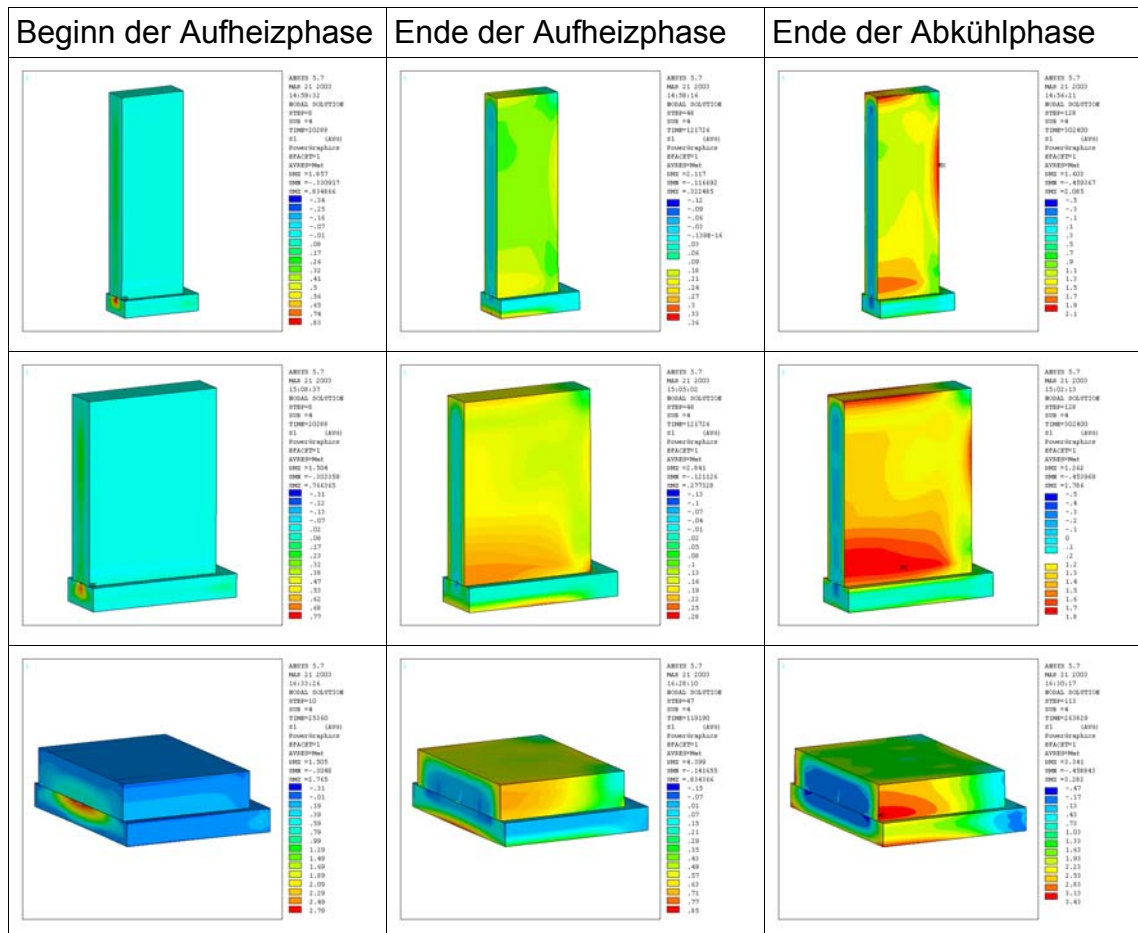


Bild 92: Spannungsverlauf im tonerdereichen Schamottestein in der Abkühlphase über der Brenntemperatur im Vergleich mit der theoretischen Zugfestigkeit, P10, flach

Wie die Tafel 9 zeigt, liegen die maximalen Zugspannungen zu Beginn der Aufheizphase immer in der Mitte der unteren Auflagefläche. Im weiteren Verlauf

des Brandes treten die maximalen Zugspannungen vorwiegend an den Kanten der Platten auf.



Tafel 9: Lage der maximalen Zugspannungen bei unterschiedlichen Brenntemperaturen, P10, Setzweise: quer, hochkant und flach

9. Variation der Dicke der Setzplatte

In diesem Kapitel soll der Einfluss der Dicke der Setzplatte auf die entstehenden Temperatur- und Spannungsfelder untersucht werden.

9.1 Tonerdereicher Schamottestein mit dem Format NF2

Ausgehend von der bisher stets zugrunde gelegten Dicke der Setzplatte von 64 mm soll zunächst eine Verdopplung auf 128 mm und anschließend eine Verringerung auf 32 mm und 16 mm erfolgen (Bild 93).

Variation der Setzplattendicke

tonerdereicher Schamottestein: Normalformat 2 (NF2) quer

Setzplatte: gebrannte Schamottesteine

Setzplattendicke h :

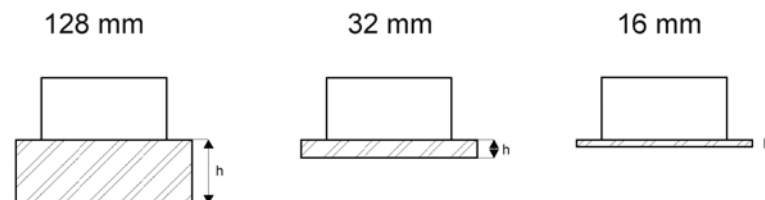


Bild 93: Darstellung der verschiedenen Setzplattendicken

Wie aus Bild 94 zu erkennen ist, ist die maximale Temperaturdifferenz für den Schamottestein auf der dünnsten Setzplatte am geringsten, während sie für den Schamottestein auf der massivsten Setzplatte am größten ist. Für den Schamottestein auf der massivsten Setzplatte reicht die Haltezeit nicht aus, um den Stein vollständig auf die maximale Brenntemperatur zu erwärmen.

Für den Stein auf der dünnsten Setzplatte ergeben sich die geringsten Zugspannungswerte. Der massive Untergrund sorgt für erhebliche Temperaturdifferenzen im Stein und damit für enorme Wärmespannungen (Bild 95).

Der Vergleich der berechneten maximalen Zugspannungen im Stein mit den Zugfestigkeitswerten zeigt, dass die auftretenden Spannungen bei der massivsten Setzplatte sowohl in der Aufheizphase als auch in der Abkühlphase zu Rissen führen können (Bilder 96 und 97). Bereits bei einer Setzplattendicke von 32 mm (Bilder 98 und 99) treten in der gesamten Aufheiz- und der Abkühlphase sehr geringe Spannungen auf, die weit von den Zugfestigkeiten entfernt liegen.

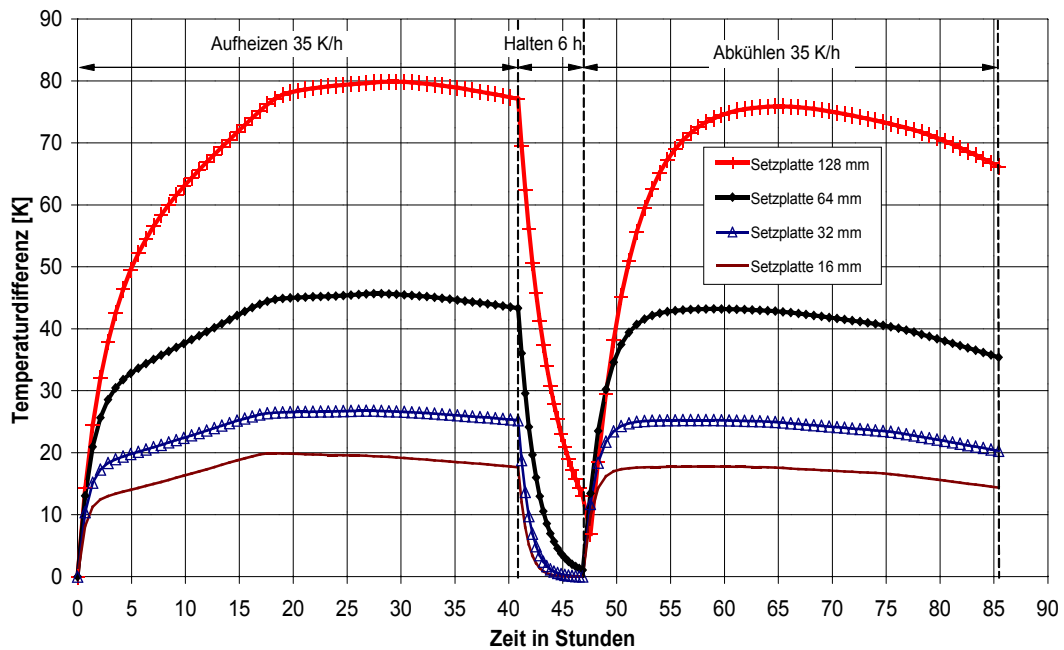


Bild 94: Temperaturdifferenz im tonerdereichen Schamottestein unter Berücksichtigung der Dicke der Setzplatte, NF2, quer

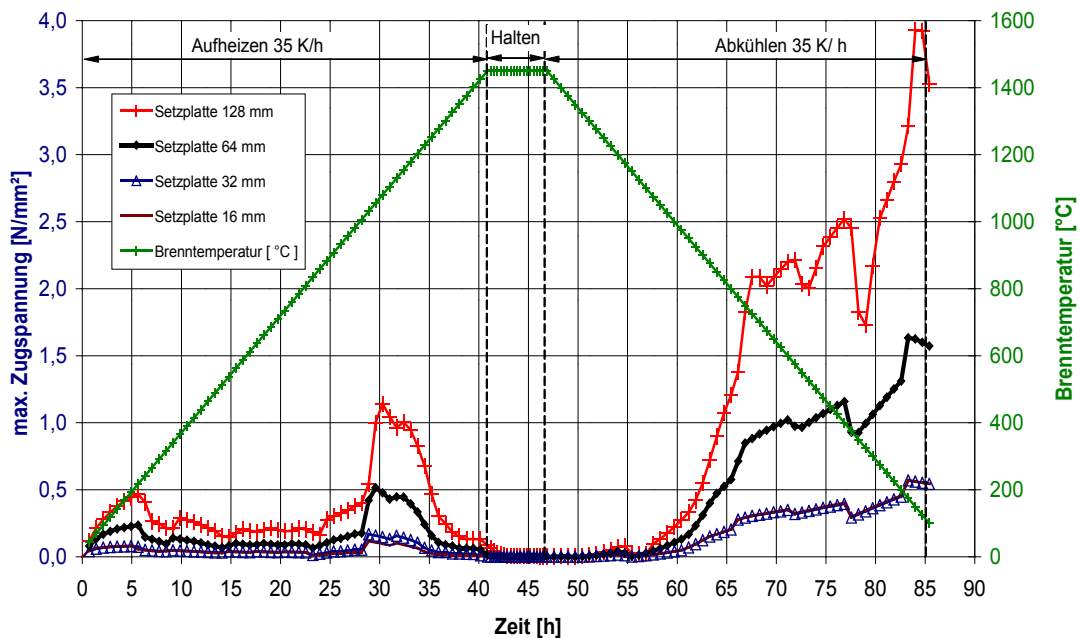


Bild 95: Maximale Zugspannung im tonerdereichen Schamottestein unter Berücksichtigung der Dicke der Setzplatte, NF2, quer

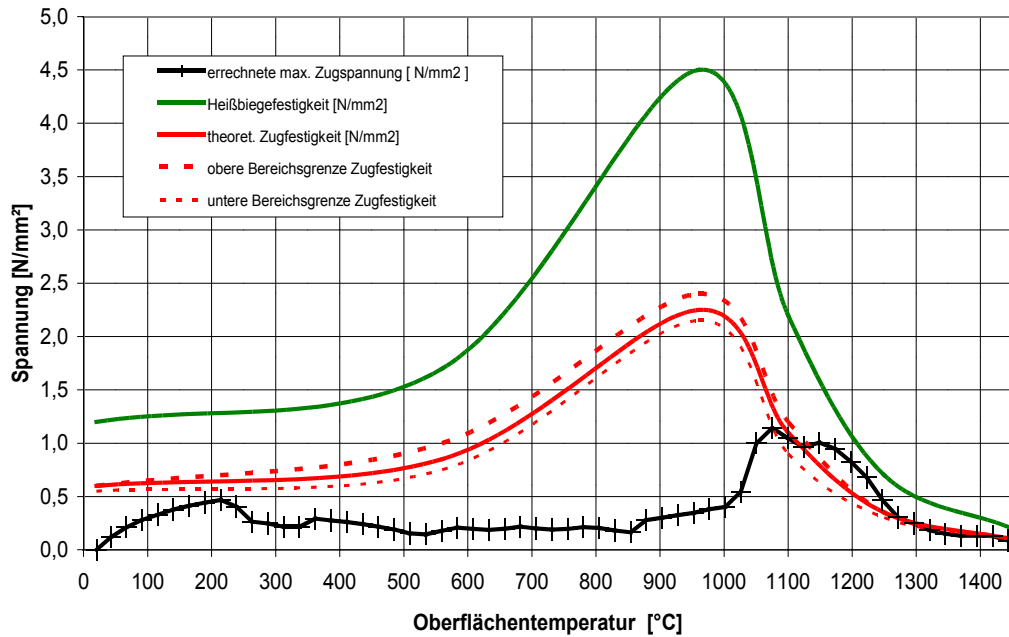


Bild 96: Spannungsverlauf im tonerreichem Schamottestein in der Aufheizphase über der Brenntemperatur im Vergleich mit der theoretischen Zugfestigkeit, NF2, Dicke der Setzplatte: 128 mm

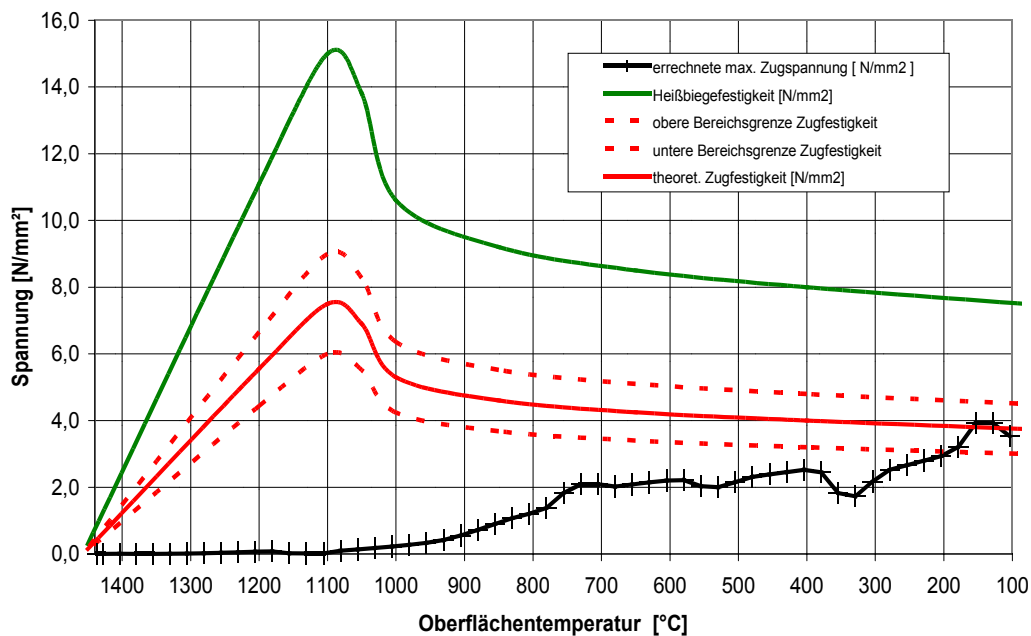


Bild 97: Spannungsverlauf im tonerreichem Schamottestein in der Abkühlphase über der Brenntemperatur im Vergleich mit der theoretischen Zugfestigkeit, NF2, Dicke der Setzplatte: 128 mm

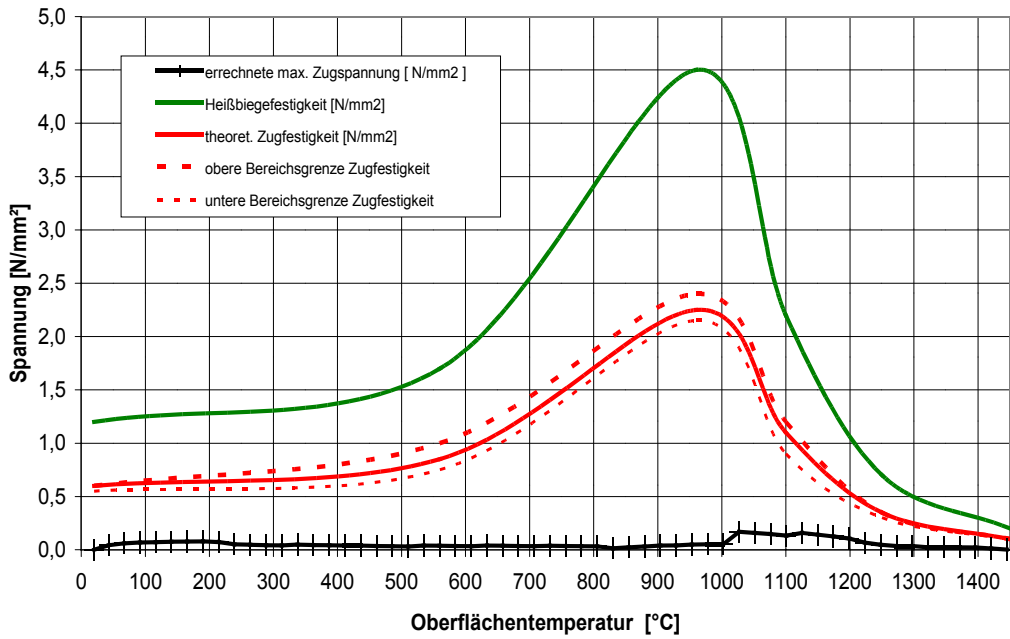


Bild 98: Spannungsverlauf im tonerreichem Schamottestein in der Aufheizphase über der Brenntemperatur im Vergleich mit der theoretischen Zugfestigkeit, NF2, Dicke der Setzplatte: 32 mm

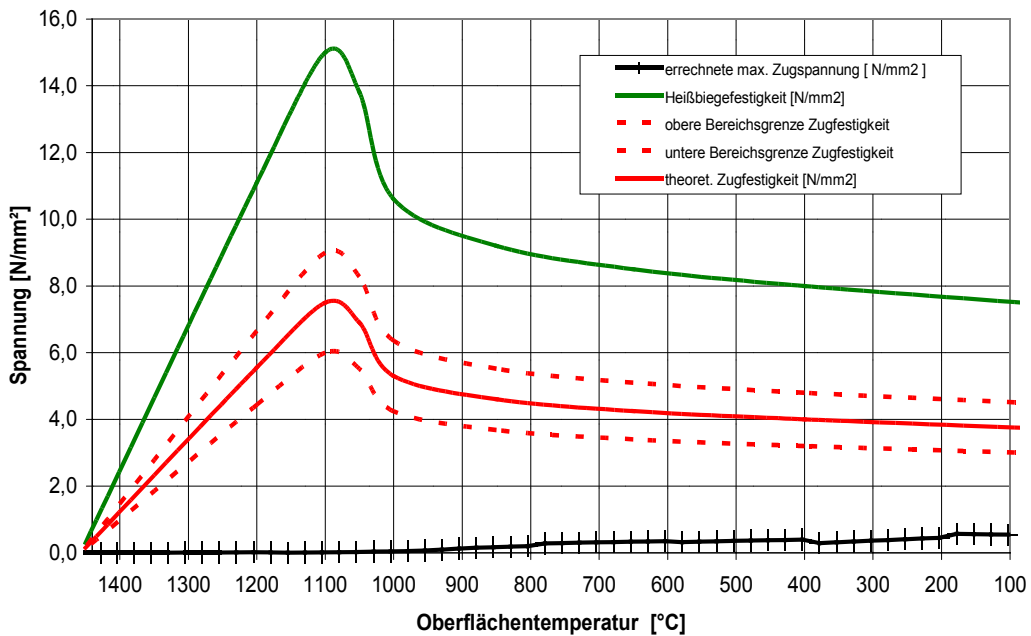


Bild 99: Spannungsverlauf im tonerreichem Schamottestein in der Abkühlphase über der Brenntemperatur im Vergleich mit der theoretischen Zugfestigkeit, NF2, Dicke der Setzplatte: 32 mm

Die Lage der maximalen Zugspannungen ändert sich durch die Dicke der Setzplatte kaum und ist in den gezeigten Bildern 58 bis 60 bereits dargestellt.

9.2 Saurer Schamottestein mit dem Format NF2

Auch für den sauren Schamottestein wurde die Dicke der Setzplatte variiert. Da bereits bei einer Setzplattendicke von 64 mm in der Aufheizphase kritische Zugspannungen im Stein entstehen (Bild 66), wurden nur die Verringerungen auf 32 mm und 16 mm betrachtet.

Die Ergebnisse zur maximalen Temperaturdifferenz (Bild 100) und zum Verlauf der maximalen Zugspannungen (Bild 101) bestätigen die Ergebnisse für den tonerdereichen Schamottestein. Eine Verringerung der Setzplattendicke bewirkt eine Absenkung des Spannungsniveaus.

Wie die Bilder 102 und 103 zeigen, liegen die maximalen Zugspannungen im sauren Schamottestein bereits bei einer Setzplattendicke von 32 mm immer unterhalb der Zugfestigkeitswerte. Bei einer Setzplattendicke von 16 mm verringern sich die maximalen Zugspannungen noch einmal minimal, was aus Bild 101 ersichtlich ist.

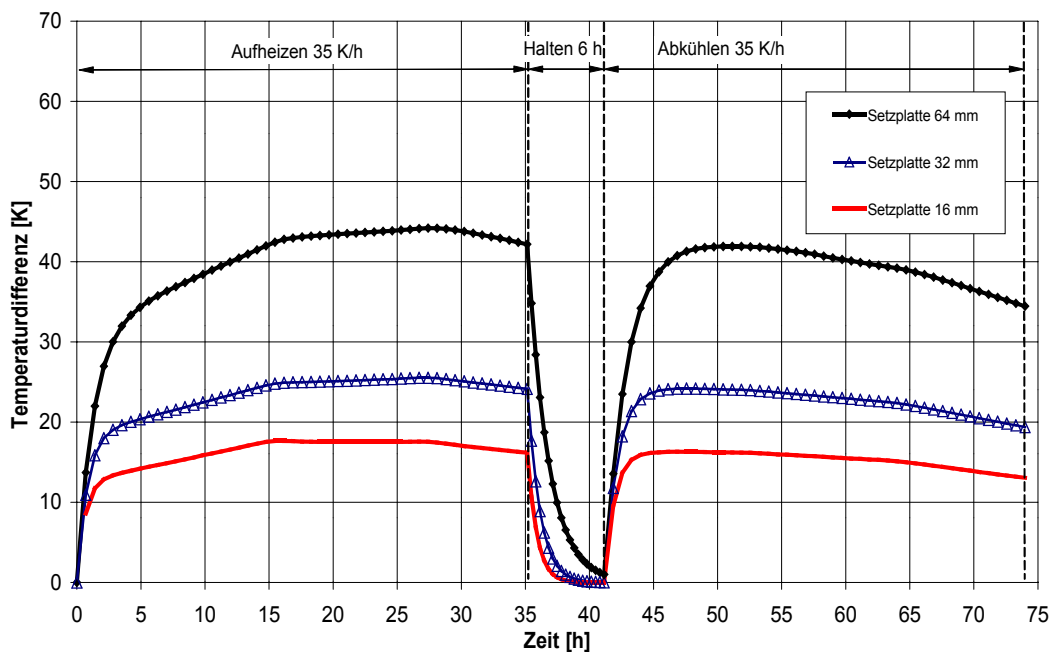


Bild 100: Temperaturdifferenz im sauren Schamottestein unter Berücksichtigung der Dicke der Setzplatte, NF2, quer

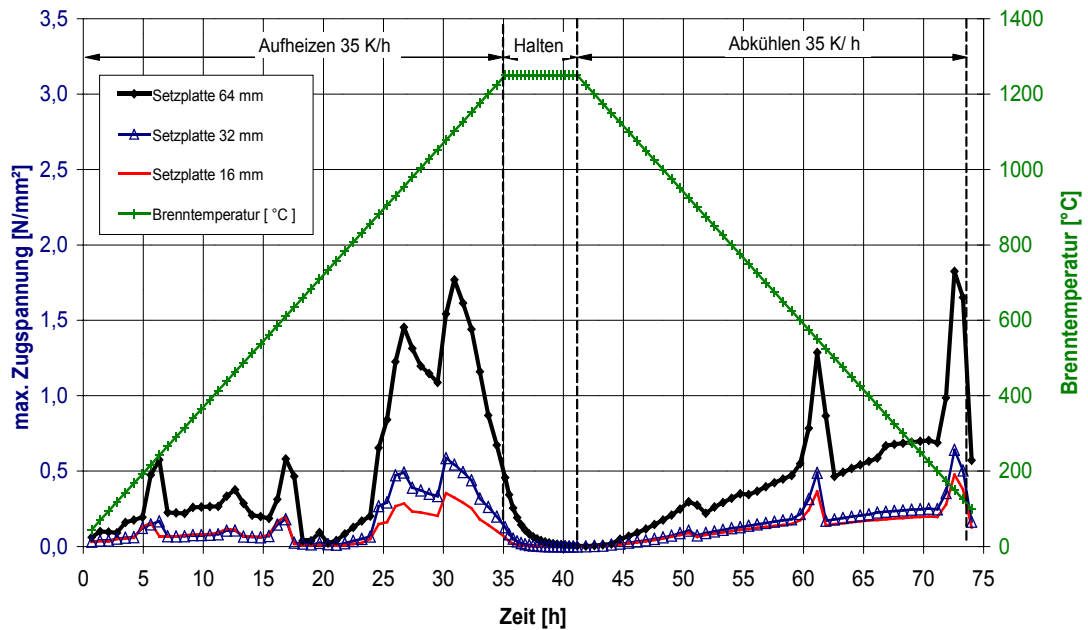


Bild 101: Maximale Zugspannung im sauren Schamottestein unter Berücksichtigung der Dicke der Setzplatte, NF2, quer

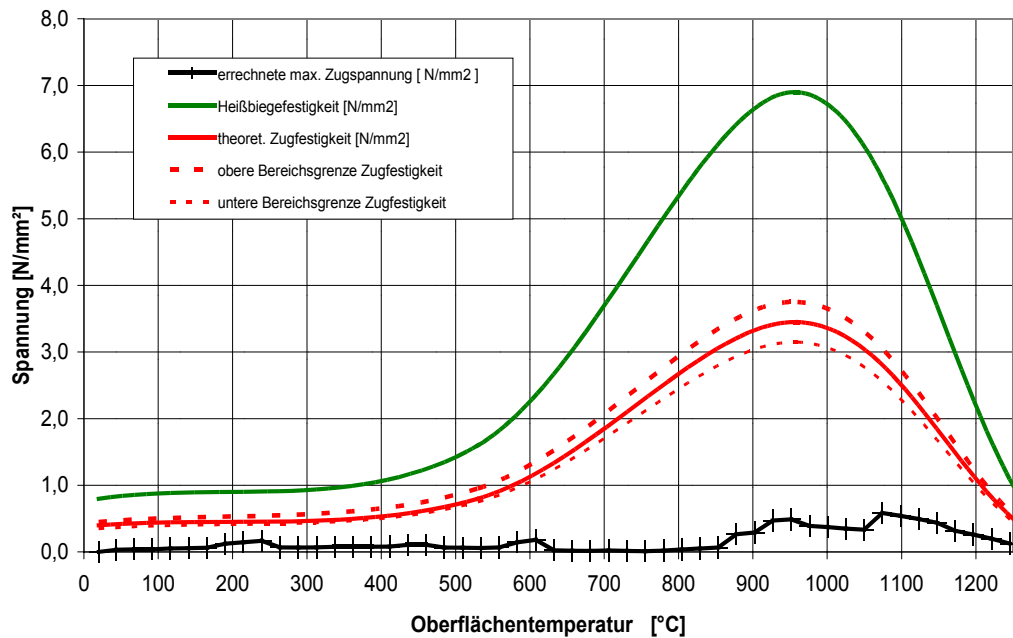


Bild 102: Spannungsverlauf im sauren Schamottestein in der Aufheizphase über der Brenntemperatur im Vergleich mit der theoretischen Zugfestigkeit, NF2, quer, Dicke der Setzplatte: 32 mm

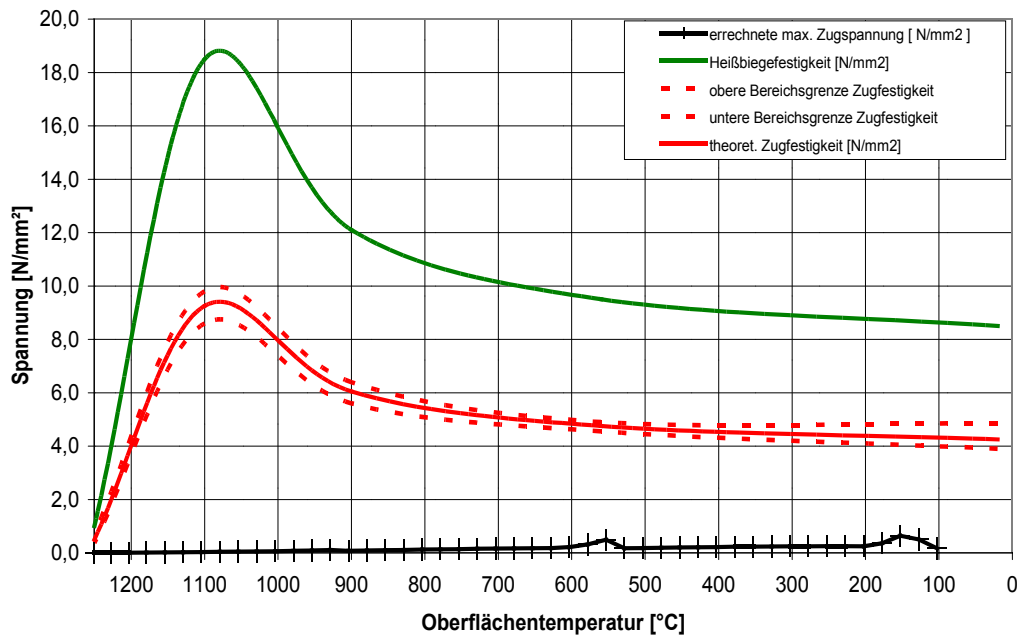
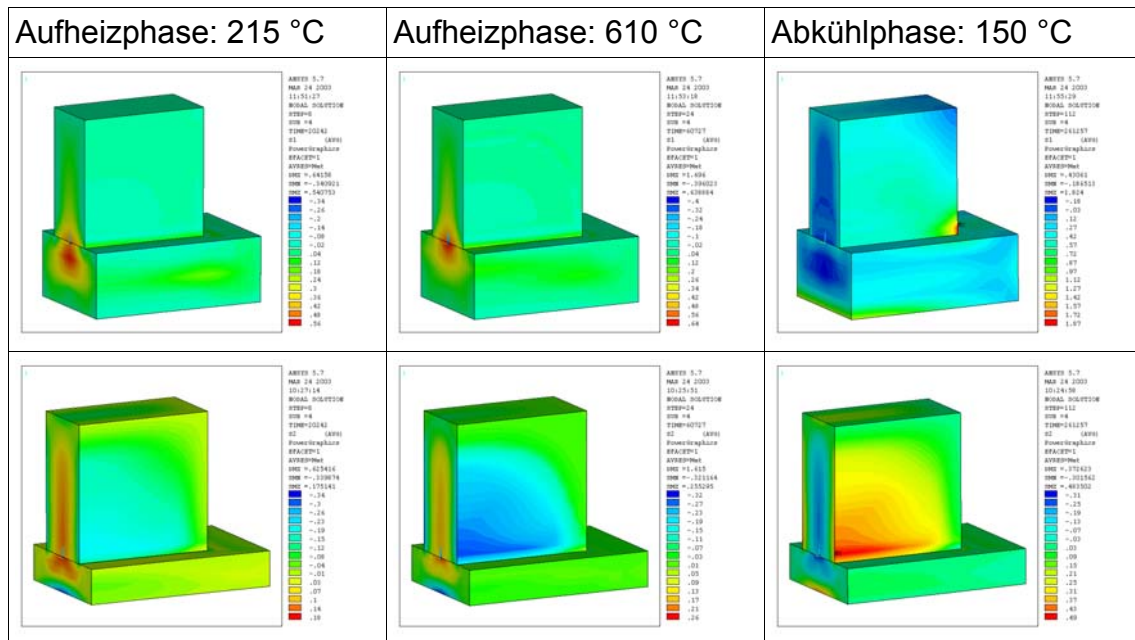


Bild 103: Spannungsverlauf im sauren Schamottestein in der Abkühlphase über der Brenntemperatur im Vergleich mit der theoretischen Zugfestigkeit, NF2, quer, Dicke der Setzplatte: 32 mm



Tafel 10: Lage der maximalen Zugspannungen bei unterschiedlichen Brenntemperaturen, NF2, quer, Dicke der Setzplatte: 64 mm und 32 mm

Die Lage der maximalen Zugspannungen im Stein zu den einzelnen Brennzeiten ist in Tafel 10 dargestellt.

Bei einer Setzplattendicke von 32 mm liegen die maximalen Zugspannungen des Steines in der Aufheizphase immer im Steinkern, in der Abkühlphase an der Auflagekante zur Setzplatte.

10. Variation des Steinformates

Das Format des Brenngutes hat einen entscheidenden Einfluss auf die entstehenden Temperatur- und Spannungsfelder. Kubische Formate verstärken den Einfluss der wärmetechnischen Stoffwerte (Wärmeleitfähigkeit, spezifische Wärmekapazität, Rohdichte) und führen zu großen Temperaturdifferenzen in den Steinen.

Zur Untersuchung des Einflusses wurden die Temperatur- und Spannungsfelder für den Brand von tonerdereichen Schamottesteinen mit den Formaten Normalformat NF2, Platte P10 und einem Kubus mit 300 mm Kantenlänge verglichen. Die Dicke der Setzplatte betrug 64 mm. Die Steinformate NF2 und P10 standen hochkant auf der Setzplatte.

Das Bild 104 zeigt den Verlauf der Temperaturdifferenz über der Brennzeit. Die geometrischen Abmessungen gehen in etwa linear in die Temperaturdifferenz ein. Betrachtet man das Verhältnis der kleinsten geometrischen Abmessungen der Steine zueinander,

$$64 \text{ mm NF2} : 100 \text{ mm P10} : 300 \text{ mm Kubus} \approx 1 : 1,56 : 4,7$$

so kann man erkennen, dass diese Verhältnisse in grober Näherung in die maximalen Temperaturdifferenzen einfließen.

Da die Temperaturdifferenz direkt in die Berechnung der Wärmespannungen eingeht, sind die maximalen Zugspannungen im Kubus am größten und im Normalformatstein am kleinsten (Bild 105).

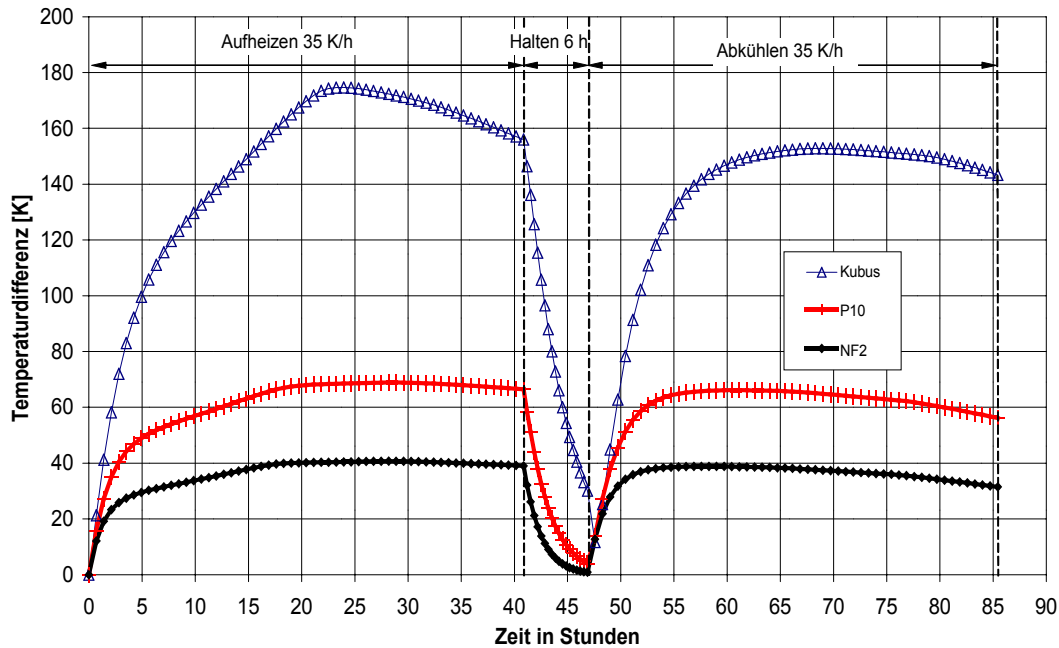


Bild 104: Temperaturdifferenz im tonerdereichen Schamottestein bei Variation des Steinformates

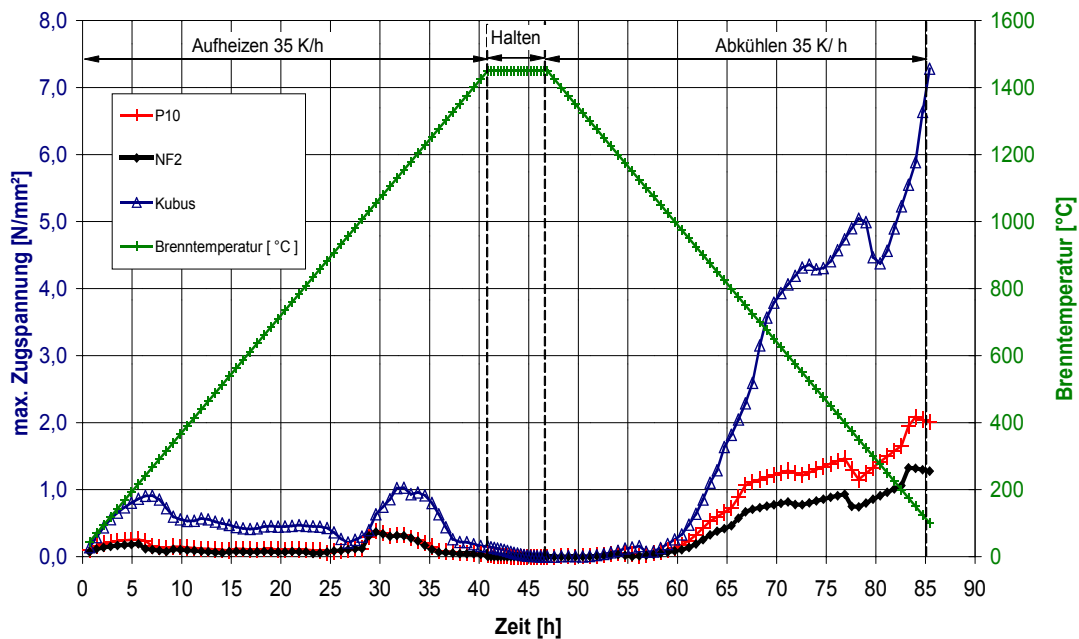


Bild 105: Maximale Zugspannung im tonerdereichen Schamottestein bei Variation des Steinformates

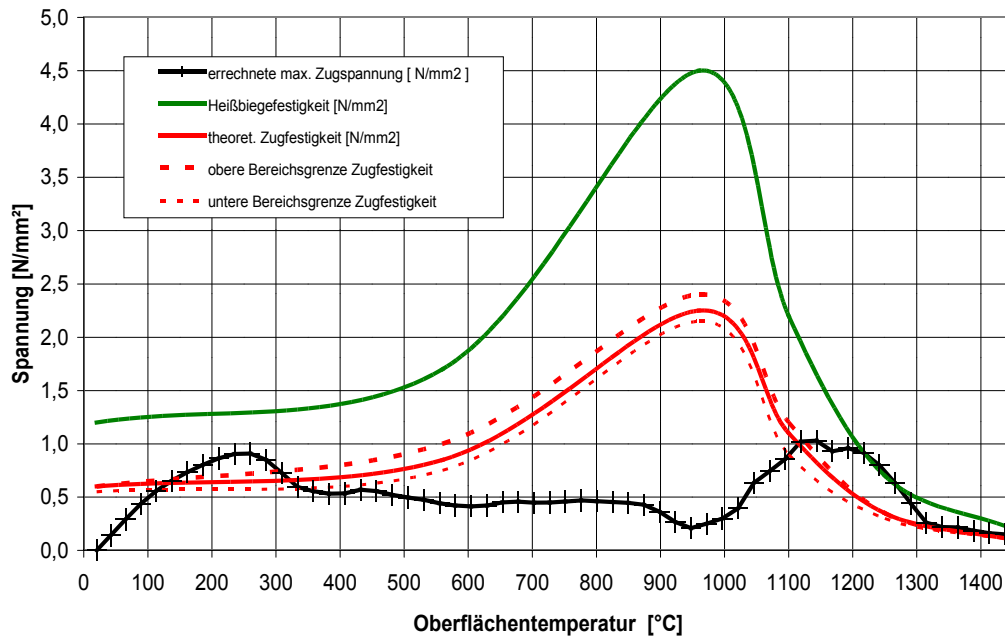


Bild 106: Spannungsverlauf im tonerreichem Schamottestein in der Aufheizphase über der Brenntemperatur im Vergleich mit der theoretischen Zugfestigkeit, Kubus

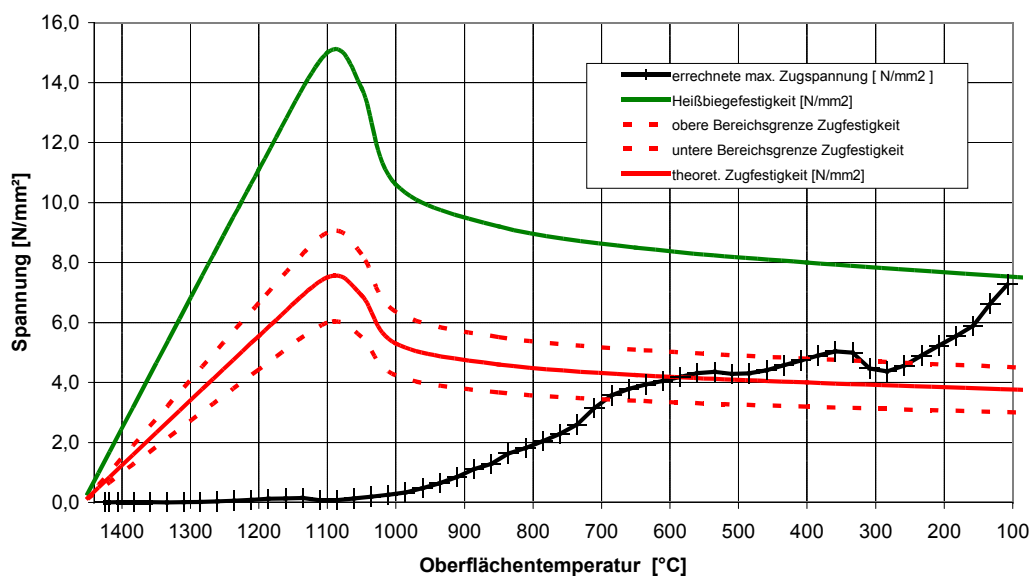
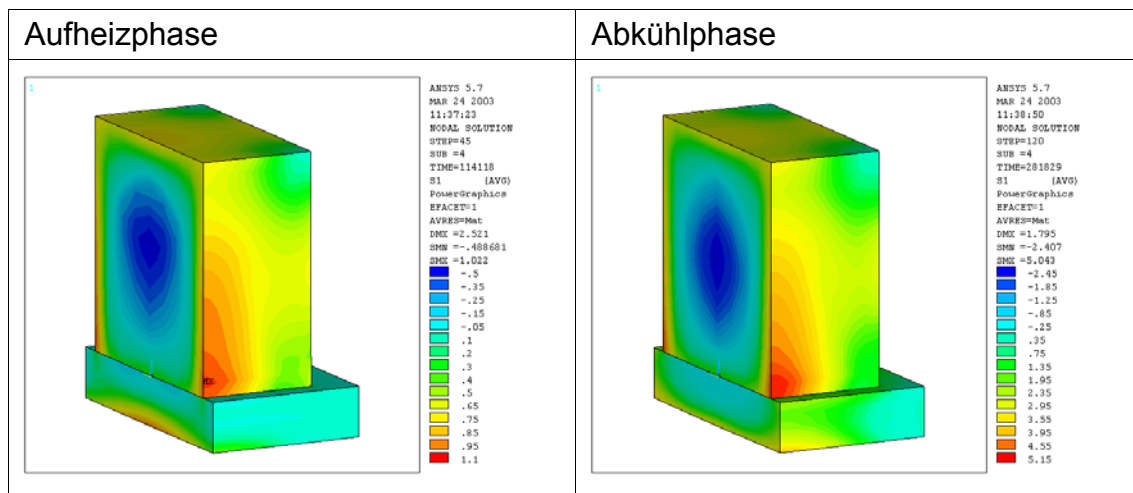


Bild 107: Spannungsverlauf im tonerreichem Schamottestein in der Abkühlphase über der Brenntemperatur im Vergleich mit der theoretischen Zugfestigkeit, Kubus

Bei der Beurteilung der berechneten maximalen Zugspannungen für den Kubus durch den Vergleich mit der Zugfestigkeit zeigt sich, dass die Spannungswerte

sowohl in der Aufheizphase als auch in der Abkühlphase deutlich über den Zugfestigkeitswerten liegen (Bilder 106 und 107). Für einen rissfreien Brand müssen die Aufheiz- und die Abkühlgeschwindigkeiten in den kritischen Temperaturbereichen (bis ca. 450°C und oberhalb 1050 °C für die Aufheizphase sowie unterhalb 800°C für die Abkühlphase) deutlich verringert werden.

Die maximalen Zugspannungen treten beim Kubus sowohl in der Aufheiz- als auch in der Abkühlphase an der Auflagekante zur Setzplatte auf (Tafel 11).



Tafel 11: Lage der maximalen Zugspannungen beim Kubus

11. Vorschlag für eine optimierte Brennkurve

Auf der Grundlage der durchgeführten Berechnungen soll ein qualitativer Vorschlag zu optimierten Brennkurven für tonerdereiche und für saure Schamottesteine gegeben werden.

Für den tonerdereichen Schamottestein kann die im Bild 108 dargestellte Brennkurve zur Optimierung des Brandes abgeleitet werden. Die angegebenen Temperaturen sind als Richtwerte zu verstehen, die die kritischen Brennabschnitte entsprechend einschließen. In Abhängigkeit vom Format, der Anordnung der Steine auf der Setzplatte und nicht zuletzt von der Dicke der Setzplatte können sich die genannten Temperaturen etwas verschieben.

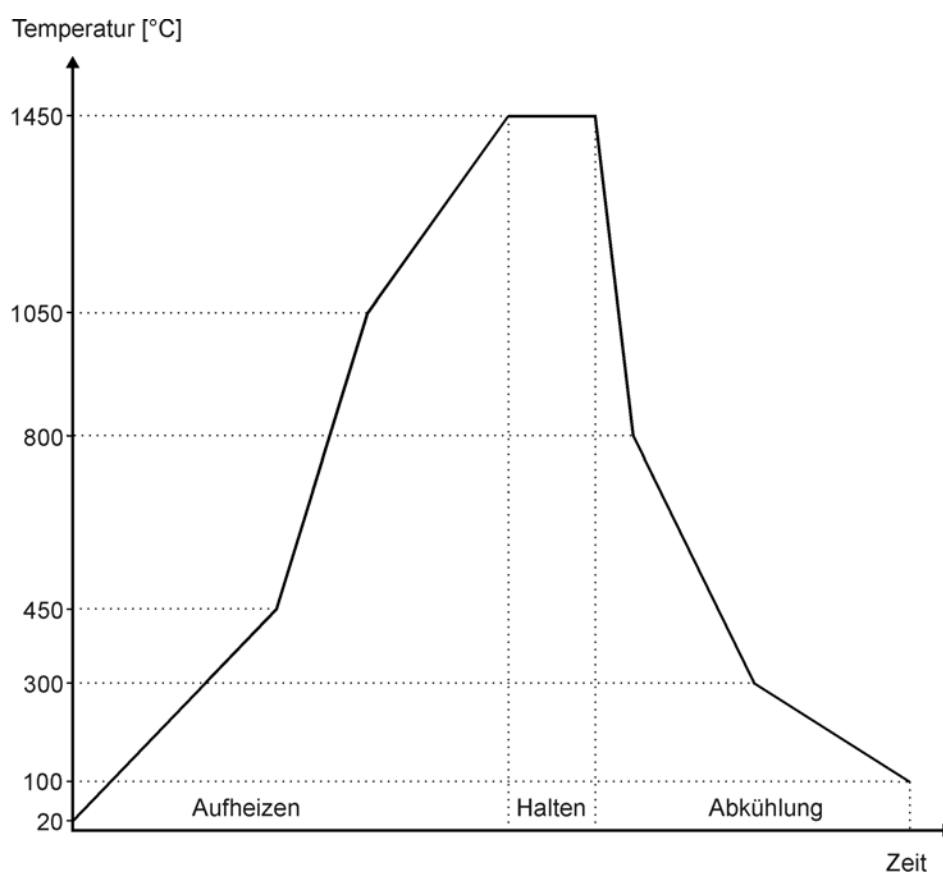


Bild 108: Vorschlag für den tonerdereichen Schamottestein

Für den sauren Schamottestein sind die im Bild 109 dargestellten Temperaturbereiche zur Optimierung der Aufheiz- und die Abkühlphase einzuhalten.

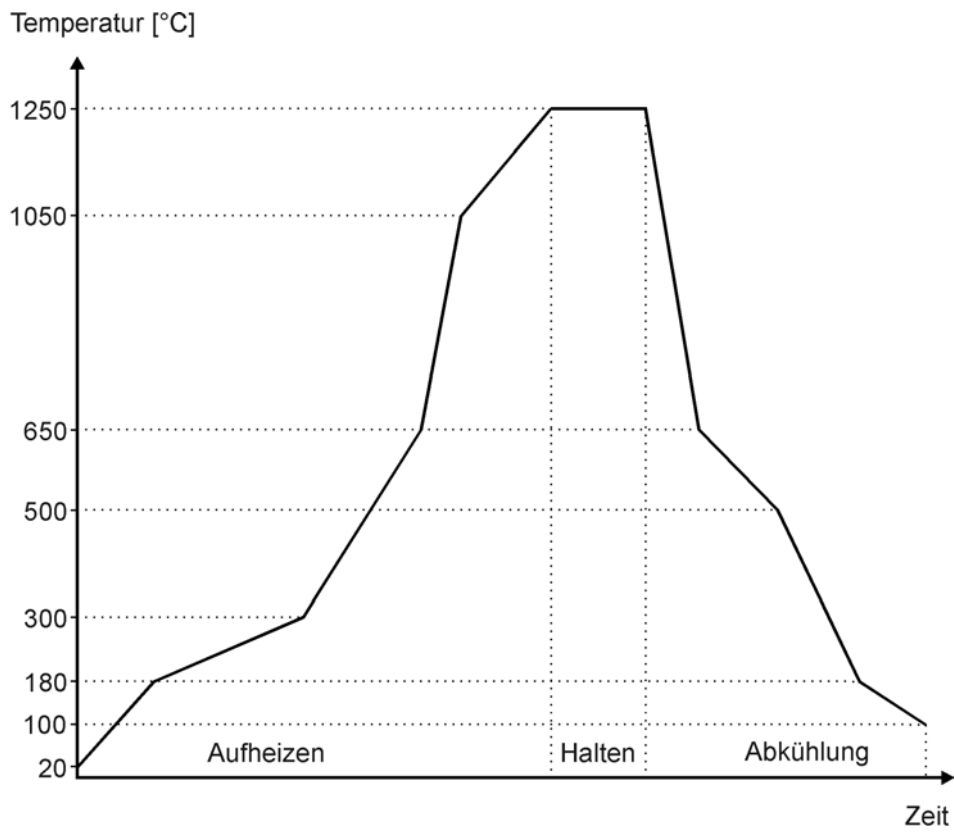


Bild 109: Vorschlag für den sauren Schamottestein

12. Zusammenfassung und Ausblick

In der vorliegenden Arbeit wurde ein FEM-Simulationsmodell zur Temperatur- und Spannungsfeldberechnung beim Brand feuerfester Steine entwickelt.

Für zwei keramisch interessante, technisch sehr bedeutsame Feuerfeststeine mit unterschiedlicher chemischer und mineralogischer Zusammensetzung und entsprechend unterschiedlichen Eigenschaften, einem tonerdereichen Schamottestein und einem tonerdearmen sauren Schamottestein, wurden zunächst die Temperaturfelder berechnet. Anschließend erfolgte auf der Grundlage der berechneten Temperaturverteilungen die Berechnung der entstehenden Spannungsfelder.

Durch den Vergleich mit den Festigkeitswerten konnten die kritischen Temperaturbereiche, in denen die Gefahr von Aufheiz- bzw. Abkühlrissen besteht, ermittelt werden. Die geometrische Lage der kritischen Spannungen im Stein stimmt mit den aus der Praxis bekannten Rissbildern überein.

Darüber hinaus wurden aber auch die Temperaturbereiche mit Reserven in der Brenngeschwindigkeit sichtbar, was zu einem schnelleren Brand führen kann. Damit kann das entwickelte Modell zur Grundlage für die Erarbeitung einer neuen Brenntechnologie werden.

Bei der Anwendung des Simulationsmodells wurde der Einfluss der Anordnung des Steines auf der Setzplatte, der Dicke der Setzplatte und des Formates auf die im Stein entstehenden Wärmespannungen untersucht.

Als Voraussetzung für die Anwendung des FEM-Simulationmodells müssen die thermoanalytischen Eigenschaften sowie die wärmetechnischen und mechanischen Stoffwerte des betrachteten feuerfesten Werkstoffes in Abhängigkeit von den Brennparametern (Temperatur, Aufheiz- bzw. Abkühlgeschwindigkeit sowie Brennatmosphäre) und dem damit jeweils vorliegendem Gefügestand für die Aufheizphase (Grünkörper) und für die Abkühlphase (gebranntes Produkt) möglichst genau bekannt sein und berücksichtigt werden.

Zusammenfassung der Ergebnisse:

1. Kritische Spannungen entstehen sowohl in der Aufheizphase als auch in der Abkühlphase nur in bestimmten Temperaturbereichen.
2. In der Aufheizphase liegen die kritischen Spannungen beim tonerdereichen Schamottestein im Temperaturbereich von ca. 20 °C bis 450 °C und oberhalb 1050 °C.
3. In der Abkühlphase liegen die kritischen Spannungen im Temperaturbereich von ca. 300 °C bis 100 °C.
4. In den kritischen Bereichen dürfen die Aufheiz- bzw. die Abkühlgeschwindigkeit nicht erhöht werden, in den übrigen Temperaturbereichen ist ein schnelleres Brennen möglich.
5. Die Anordnung des Steines auf der Setzplatte (Setzweise) hat einen entscheidenden Einfluss auf die Entstehung kritischer Spannungen. Der Stein sollte stets auf die kleinste Fläche („Stirnfläche“) gestellt werden.
6. Das Format des Steins beeinflusst die Größe und Lage der maximalen Spannungen und damit die Rissbildungswahrscheinlichkeit.
Große massive Steine erfordern geringere Aufheiz- und Abkühlgeschwindigkeiten.
7. Die Stärke der Setzplatte hat einen sehr großen Einfluss auf die Lage und Größe der maximalen Zugspannungen im Stein.
Der Untergrund sollte so dünn wie möglich sein.

Ausblick:

Das Leistungsvermögen des erstellten FEM-Modells ist damit bei weitem noch nicht ausgeschöpft. Es gibt eine Vielzahl interessanter Fragen und Zusammenhänge, die für weitere Arbeiten von Interesse wären, z. B.:

- die Simulation der Aufheizphase und der Abkühlphase in jeweils mehreren Stufen, um auch optimierte Brennkurven berechnen zu können;
- Berücksichtigung der Auskühlzeit außerhalb des Ofens, was insbesondere bei massiven alumosilikatischen Feuerfeststeinen mit großen Temperaturdifferenzen im Brenngut von Bedeutung ist;
- Erweiterung des Modells auf einen Stapel aus zwei Steinen;

- Untersuchungen zu weiteren, auch komplizierteren Formaten der Feuerfestprodukte, z. B. Wölber, Steine mit Nut und Feder, Kassettensteine;
- Untersuchung weiterer typischer Feuerfestmaterialien;
- Einbeziehung der Reibung zwischen Stein und Setzplatte, die - bei einer Auflast auf den Stein durch die darüber liegenden Steine - von Bedeutung sein könnte. ANSYS bietet für derartige Kontaktberechnungen verschiedene Elementtypen (z. B. Contact 49) an.
- Einbeziehung innerer Wärmequelle, die speziell bei der Herstellung von Feuerleichtsteinen mit Porosierungsmitteln (organische Ausbrennstoffe: Sägemehl, Styropor) vorhanden sind. Auch hier bietet ANSYS mit der Vorgabe von Wärmequellraten (auch als Wärmeerzeugungsraten bezeichnet) als Volumenlasten entsprechende Möglichkeiten.

Die Grundlagen für derartige Berechnungen und Modellerweiterungen sind durch das vorgestellte Simulationsmodell gegeben. Mit Hilfe der Simulationsrechnungen können die Grundlagen für eine neue Brenntechnologie, die Ermittlung der optimalen Aufheiz- und Abkühlgeschwindigkeiten beim Brand feuerfester Steine, erarbeitet werden.

13. Literaturverzeichnis

- [1] Fachinformationszentrum Karlsruhe (Hrsg.): Industrielle Wärmeprozesse. BINE-Informationendienst: Projektinfo 11/00; (2000); ISSN 0937-8367
- [2] RWE Energie AG, Abt. Marketing: Energieflußbild der Bundesrepublik Deutschland 1995. Internet-Seite: http://www.ipe.uni-stuttgart.de/edu/ew1/sem_eflus.gif (2001)
- [3] Fachinformationszentrum Karlsruhe (Hrsg.): Energieeffiziente Industrieöfen. BINE-Informationendienst: Projektinfo 03/00; (2000); ISSN 0937-8367
- [4] Schulle, W.: Feuerfeste Werkstoffe. Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, Leipzig 1990, 1. Auflage, ISBN 3-342-00306-5
- [5] Routschka, G.: Taschenbuch Feuerfeste Werkstoffe. Vulkan-Verlag, Essen 2001, 3. Auflage, ISBN 3-8027-3150-6
- [6] Sladek, R.: Der Schnellbrand als "Vorreiterfunktion" in der feinkeramischen Technologie. cfi (ceramic forum international) / Berichte der DKG, 66. Jg. (1989), Heft Nr. 5/6, S. 220-226
- [7] Bender, W.: Moderner Schnellbrand - Ultima ratio der Brenntechnik? ZI (Ziegelindustrie international), 51. Jg. (1998), Heft Nr. 9, S. 553 - 569
- [8] Coudamy, J.: Schnell-Glühbrand von Porzellantellern. Keramische Zeitschrift, 44. Jg. (1992), Heft Nr. 6, S. 387 - 389
- [9] Herweg, M.; Cronen, M.: Untersuchungen von Dachziegelmassen hinsichtlich ihrer Schnellbrandtauglichkeit. ZI (Ziegelindustrie international), 52. Jg. (1999), Heft Nr. 8, S. 31 - 39
- [10] Thiede, D.: Formstabilität von Porzellanmassen im Schnellbrand. Keramische Zeitschrift, 50. Jg. (1998), Heft Nr. 4, S. 249 - 255
- [11] Rasch, H.: Das Umrüsten von Silicatkeramik-Gefügen und Glasuren auf Schnellbrandbedingungen. cfi (ceramic forum international) / Berichte der DKG, 76. Jg. (1999), Heft Nr. 1-2, S. D23 - D26
- [12] Marx, T.; Hennicke, H. W.: Zur Entwicklung des Schnellbrandes und seiner Massen - eine Literaturübersicht. Keramische Zeitschrift, 38. Jg. (1986), Heft Nr. 1, S. 13 - 19
- [13] Rokhvarger, A. E.; Khizh, A. B.: Conveyer technology for tile and other thin-walled ceramics. American Ceramic Society Bulletin, 77. Jg. (1998), Heft Nr. 8, S. 59 - 65
- [14] Riedel, R.: Schnellbrand und Wirtschaftlichkeit. ZI (Ziegelindustrie international), 52. Jg. (1999), Heft Nr. 4, S. 33 - 44
- [15] Vocke, P.; Hennicke, H. W.; Masch, L.: Der Schnellbrand - Wirtschaftlichkeit und Keramische Technologie. Keramische Zeitschrift, 37. Jg. (1985), Heft Nr. 3, S. 121 - 123
- [16] Klinger, W.: Der funktionelle Zusammenhang zwischen den Eigenschaften des Schamottesteines und der Brennkurve. Freiberg, Bergakademie, Diss., 1976
- [17] Melan, E.; Parkus, H.: Wärmespannungen infolge stationärer Temperaturfelder. Springer-Verlag, Wien 1953

- [18] Petzold, A.: Anorganisch-nichtmetallische Werkstoffe: Charakteristik, Eigenschaften, Anwendungsverhalten. Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, Leipzig 1992, 3. Auflage, ISBN 3-342-00491-6
- [19] Routschka, G.; Granitzki, K.-E.: Refractory Ceramics. Ullmann's Encyclopedia of Industrial Chemistry, Sixth Editions, 2001 Electronic Release
- [20] Harders, F.; Kienow, S.: Feuerfestkunde. Springer-Verlag, Berlin 1960
- [21] Konopicky, K.: Feuerfeste Baustoffe. Verlag Stahleisen, Düsseldorf 1957
- [22] Salmang, H.; Scholze, H.: Keramik: Teil 1: Allgemeine Grundlagen und wichtige Eigenschaften. Teil 2: Keramische Werkstoffe. Springer-Verlag, Berlin 1982, 6. Auflage
- [23] Agst, J.: Die feuerfesten Baustoffe. Agst-Verlag; Moers 1997; ISBN 3-926875-26-7
- [24] Brunklaus, J. H.; Stepanek, F. J.: Industrieöfen - Bau und Betrieb. Vulkan-Verlag, Essen, 5. Auflage 1986
- [25] Verein Deutscher Eisenhüttenleute: Taschenbuch der Stahl-Eisen-Werkstoffblätter: Stahl-Eisen-Werkstoffblatt 912: Tonerdereiche Steine. Verlag Stahleisen, Düsseldorf, 9. Auflage, 1997; ISBN 3-514-00615-6
- [26] Verein Deutscher Eisenhüttenleute: Taschenbuch der Stahl-Eisen-Werkstoffblätter: Stahl-Eisen-Werkstoffblatt 913: Basische Steine. Verlag Stahleisen, Düsseldorf, 9. Auflage, 1997; ISBN 3-514-00615-6
- [27] Verein Deutscher Eisenhüttenleute: Taschenbuch der Stahl-Eisen-Werkstoffblätter: Stahl-Eisen-Werkstoffblatt 914: Saure Schamottesteine für Roheisen- und Stahlpfannen. Verlag Stahleisen, Düsseldorf, 9. Auflage, 1997; ISBN 3-514-00615-6
- [28] Verein Deutscher Eisenhüttenleute: Taschenbuch der Stahl-Eisen-Werkstoffblätter: Stahl-Eisen-Werkstoffblatt 915: Schamottesteine für Hochofen und Winderhitzer. Verlag Stahleisen, Düsseldorf, 9. Auflage, 1997; ISBN 3-514-00615-6
- [29] Verein Deutscher Eisenhüttenleute: Taschenbuch der Stahl-Eisen-Werkstoffblätter: Stahl-Eisen-Werkstoffblatt 917: Schamottesteine für allgemeine industrielle Einsatzzwecke. Verlag Stahleisen, Düsseldorf, 9. Auflage, 1997; ISBN 3-514-00615-6
- [30] DIN 1089-1: Feuerfeste Werkstoffe für Koksöfen, Teil 1: Silikasteine, Anforderungen und Prüfung. DIN Deutsches Institut für Normung e. V., 1995
- [31] DIN 1089-2: Feuerfeste Werkstoffe für Koksöfen, Teil 2: Schamottesteine, Anforderungen und Prüfung. DIN Deutsches Institut für Normung e. V., 1995
- [32] Didier-Werke AG: Didier-Feuerfest-Technik: Feuerfeste Werkstoffe und ihre Merkmale. 10. Auflage, Wiesbaden 1990
- [33] O-Driscoll, M.: Clays under fire. The supply of refractory clays reviewed; Feuerfeste Tone - eine Marktübersicht. Industrial Minerals, (2000), Heft Nr. 391, S. 29 - 31, 33 - 35, 37 - 39
- [34] Deutsche Gesellschaft Feuerfest- und Schornsteinbau e. V.: Feuerfestbau: Stoffe - Konstruktion - Ausführung. Vulkan-Verlag, Essen, 2. Auflage 1994
- [35] Dr. C. Otto Feuerfest GmbH: Das blaue Buch. Firmenschrift, Bochum, 1996

- [36] Konopicky, K.: Allgemeines zum Aufbau der Schamottesteine. Berichte der DKG, 36. Jg. (1959), Heft Nr. 11, S. 367 - 371
- [37] Konopicky, K.: Zur Theorie der Schamotte-Erzeugnisse. Berichte der DKG, 32. Jg. (1955), Heft Nr. 9, S. 257 - 261
- [38] Rasch, H.; Rickmann, K.: Vergleichende Betrachtungen zur Schmelzphasenbildung anhand von Mehrstoffsystemen. cfi / Berichte der DKG, 66. Jg. (1989), Heft Nr. 9, S. 375 - 379; Heft Nr. 10, S. 446 - 448; Heft Nr. 11/12, S. 512 - 515 und 67. Jg. (1990), Heft Nr. 1/2, S. 16 - 19; Heft Nr. 10; Heft Nr. 4, S. 157 - 161; Heft Nr. 9, S. 389 - 394
- [39] Hemminger, W. F.; Cammenga, H. K.: Methoden der thermischen Analyse. Springer-Verlag Berlin, 1989, ISBN 3-540-15049-8
- [40] Sladek, R.: Gegenwärtiger Stand der Technik im Brennverfahren für sanitärkeramische Produkte. Keramische Zeitschrift, 47. Jg. (1995), Heft Nr. 4, S. 267 - 270
- [41] Sladek, R.: Ist die Feuerfestindustrie dem erweiterten Einsatz der Keramik-Schnellbrandtechnik gewachsen? Keramische Zeitschrift, 44. Jg. (1992), Heft Nr. 8, S. 508 - 511
- [42] Jeschar, R.; Röhrs, M.; Mittler, G.; Ferber, C.: Übertragbarkeit von optimalen Laborbrennkurven auf Betriebsbrennkurven zur Verbesserung der Produktqualität. Ausführlicher Abschlußbericht zum AiF-Forschungsvorhaben Nr. 10021 B; Institutsbericht 1 (1998) des Instituts für Energieverfahrenstechnik und Brennstofftechnik der TU Clausthal
- [43] Bittner, H.-G.; Halex, G.; Kobras, U.: Moderner Schnellbrand bei feinkeramischen Erzeugnissen. Auswirkungen auf die Produktqualität. cfi (ceramic forum international) / Berichte der DKG, 69. Jg. (1992), Heft Nr. 11/12, S. 481 - 492
- [44] Hohlt, H. G.; Müller, F.; Zimmermann, K.: Thermogravimetrische Untersuchungen an Tonen und ihre Beziehung zu den technologischen Eigenschaften. Berichte der DKG (Deutsche Keramische Gesellschaft), 38. Jg. (1961), Heft Nr. 2, S. 58 - 71
- [45] Sladek, R.: Die thermische Analyse als Hilfsmittel zur Optimierung von Glasuren im Schnellbrandverfahren in der Feinkeramik. Keramische Zeitschrift, 44. Jg. (1992), Heft Nr. 11, S. 767 - 768
- [46] Linseis, M.: Thermische Analyse im keramischen Labor. Keramische Zeitschrift, 44. Jg. (1992), Heft Nr. 11, S. 769 - 770
- [47] Lehnhäuser, W.: Die gravimetrische Thermoanalyse im keramischen Bereich. Keramische Zeitschrift, 36. Jg. (1984), Heft Nr. 4, S. 187 - 189, Heft Nr. 8, S. 400 - 402, 37. Jg. (1985), Heft Nr. 6, S. 303 - 306, 38. Jg. (1986), Heft Nr. 1, S. 22 - 24, Heft Nr. 8, S. 439 - 441, Heft Nr. 11, S. 678 - 680
- [48] Khanh, P.-G.; Schulle, W.: Einfluß der thermischen Additivzersetzung auf die Gefügemerkmale von feinkeramischen Preßlingen im Brennprozeß. cfi (ceramic forum international) / Berichte der DKG, 75. Jg. (1998), Heft Nr. 10, S. D20 - D25

- [49] Hennicke, H. W.: Temperaturabhängige mechanische Eigenschaften von keramischen Rohmassen in ihrem Bezug zur Setztechnik im Ofen. *Acta praehistorica et archaeologica*, Band 9/10 (1978/79), S.103 - 106
- [50] Clauss, U.: Thermische Analyse: Möglichkeiten und Grenzen im Hinblick auf den Schnellbrand von Produkten der Baukeramik. *ZI (Ziegelindustrie international)*, 50. Jg. (1997), Heft Nr. 5, S. 246 - 253
- [51] Ratzenberger, H.: Das Messsystem DILATUS 02 - eine Apparatur zur simultanen Bestimmung diverser thermoanalytischer Messgrößen an praxisorientierten Prüfkörpergrößen. *Informationsschrift zum Messsystem, TKU Analytik Weimar*, 04 / 2000
- [52] Sandkämper, M.: Das Erwärmungsverhalten ausgewählter alumosilikatischer Massen beim Brand. Duisburg, Univ.-GH, Fachbereich 8, Diplomarbeit, 1999
- [53] Lehnhäuser, W.: Dilatometerprüfungen im keramischen Bereich. Fachhochschule Rheinland-Pfalz, Fachbereich Keramik, Höhr-Grenzhausen, 1973
- [54] Lehnhäuser, W.: Differentialthermoanalyse im nichtmetallisch-anorganischen Bereich. *Sprechsaal*, 106. Jg. (1973), Heft Nr. 18, S. 703 - 712
- [55] Lehnhäuser, W.: Differentialthermoanalyse im nichtmetallisch-anorganischen Bereich. *Sprechsaal*, 106. Jg. (1973), Heft Nr. 22, S. 891 - 898
- [56] Lehnhäuser, W.: Differentialthermoanalyse im nichtmetallisch-anorganischen Bereich. *Sprechsaal*, 106. Jg. (1973), Heft Nr. 23, S. 932 - 937
- [57] Schomburg, J.; Störr, M.: Dilatometerkurvenatlas der Tonmineralrohstoffe. Akademie-Verlag Berlin, Schriftreihe für geologische Wissenschaften, Heft 21 (1984), S. 1 - 88
- [58] Binkert, B.; Hennicke, H. W.: Ein Laser - Absolutdilatometer mit digitaler Meßwertverarbeitung. *cfi (ceramic forum international) / Berichte der DKG*, 59. Jg. (1982), Heft Nr. 7, S. 365 - 370
- [59] Netzsch Gerätebau GmbH: Haubenofenapparatur 421. Firmenschrift, Selb 1992
- [60] Verein Deutscher Ingenieure, Hrsg.: VDI-Wärmeatlas : Berechnungsblätter für den Wärmeübergang. 8. Aufl.; Berlin : Springer, 1997 - Loseblatt-Ausgabe; ISBN 3-540-62900-9
- [61] Groth, C.; Müller, G.: FEM für Praktiker - Temperaturfelder. Expert-Verlag Renningen, 2. Auflage 1999, ISBN 3-8169-1668-6
- [62] Cahn, R. W. [Hrsg.]: *Materials science and technology: a comprehensive treatment*. Vol. 11: Structure and properties of ceramics. VCH Verlagsgesellschaft, Weinheim 1994, ISBN 3-527-26813-8
- [63] Renno, D.; Hübscher, M.: *Glas-Werkstoffkunde*. Dt. Verl. für Grundstoffindustrie, 2. Aufl., Stuttgart 2000; ISBN 3-342-00688-9
- [64] Heuschkel, H.; Heuschkel, G.; Muche, K.: *ABC Keramik*. Dt. Verl. für Grundstoffindustrie, 2. Auflage, Leipzig 1990, ISBN 3-342-00432-0
- [65] Maier, H. R. und Mitarb.: *Leitfaden Technische Keramik - Werkstoffkunde II Keramik*. Aachen 1993, 3. überarb. Auflage, ISBN 3-930085-15-1

- [66] Singer, F.; Singer, S. S.: Industrielle Keramik. Band 1: Die Rohstoffe; Springer-Verlag Berlin 1964; Band 2: Massen, Glasuren, Farbkörper - Herstellungsverfahren; Springer-Verlag Berlin 1969; Band 3: Die keramischen Erzeugnisse; Springer-Verlag Berlin 1966
- [67] Petzold, A.; Ulbricht, J.: Feuerbeton und betonartige feuerfeste Massen und Materialien. Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, 1. Auflage, Leipzig - Stuttgart 1994, ISBN 3-342-00559-9
- [68] Köhler, E. K.; Routschka, G.: Brennverhalten von Tonen in verschiedenen Atmosphären. Forschungsberichte des Landes Nordrhein-Westfalen: 1537; Westdeutscher Verlag, Köln, Opladen, 1965
- [69] Hennicke, H. W.: Feuerfestwerkstoffe im Wechselspiel zwischen klassischer Keramik und Hochleistungswerkstoffen. Keramische Zeitschrift, 44. Jg. (1992), Heft Nr. 4, S. 231 - 235
- [70] Ludera, L.; Roter, A.: Betrachtungen und Versuche zur Festlegung von Brennkurven für feuerfeste Materialien. Silikattechnik, 24. Jg. (1973), Heft Nr. 12, S. 414 - 416
- [71] Klinger, W.: Cristobalitkristallisation bei der Schamottekühlung und ihre Auswirkungen auf die Wekstoffeigenschaften. Silikattechnik, 29. Jg. (1978), Heft Nr. 2, S. 44 - 46
- [72] Patzak, I.; Konopicky, K.: Das Umwandlungsverhalten der verschiedenen Minerale der Zusammensetzung $Al_2O_3 \times SiO_2$. Tonind.-Ztg. und Keramische Rundschau, 93. Jg. (1969), Heft Nr. 2, S. 43 - 49
- [73] Konopicky, K.: Die Prüfung des Brennzustandes von Schamotte. Sprechsaal, 98. Jg. (1965), Heft Nr. 20, S. 671 - 675
- [74] Routschka, G.; Konopicky, K.: Zusammensetzung des Mullits in Schamotte und Schamottesteinen in Abhängigkeit von der Temperatur. Berichte der DKG, 44. Jg. (1967), Heft Nr. 11, S. 540 - 546
- [75] Lippmann, K.; Krell, A.: Sturzkühlung von Al_2O_3 -Keramik. Sprechsaal, 121. Jg. (1988), Heft Nr. 4, S. 268 - 271
- [76] Harth, R.; Tannert, R.: Wirkung verschiedener Abkühlgeschwindigkeiten auf einige Eigenschaften von glattgebranntem Porzellan. cfi (ceramic forum international) / Berichte der DKG, 47. Jg. (1970), Heft Nr. 2, S. 113 - 115
- [77] Czichos, H. [Hrsg.]: Hütte, die Grundlagen der Ingenieurwissenschaften. Springer-Verlag, 31. Aufl., Berlin 2000, ISBN 3-540-66882-9
- [78] Merkel, M.; Thomas, K.-H.: Technische Stoffe. Fachbuchverlag, 3. Auflage, Leipzig 1988, ISBN 3-343-00056-6
- [79] Junge, K.: Schnelltrocknung und Schnellbrand. ZI-Jahrbuch, Wiesbaden ; Berlin: Bauverl. 1999, S. 44 - 57
- [80] Vogt, S.; Vogt, R.: Neue Erkenntnisse für den Schnellbrand von Hintermauerziegeln aufgrund von Modelluntersuchungen. ZI-Jahrbuch, Wiesbaden; Berlin: Bauverl. 2001, S. 88 - 117

- [81] Sladek, R.: Einfluß von Rohstoffen auf den Brennprozeß baukeramischer Produkte - Optimierung der Temperaturngleichmäßigkeit und des Zeitablaufes mittels Thermoanalyse. Sprechsaal, 118. Jg. (1985), Heft Nr. 9, S. 149 - 153
- [82] Lach, V.: Einfluß von Mineralisatoren auf die Umwandlung von Quarziten. Sprechsaal, 123. Jg. (1990), Heft Nr. 8, S. 811 - 813
- [83] Götze, J.; Höhne, D.; Thang, D. Q.: Genesis and melting behaviour of quartz raw materials. Sprechsaal, 126. Jg. (1993), Heft Nr. 7/8, S. 473 - 478
- [84] Patzak, I.: Quantitative röntgenographische Phasenanalyse von Quarz, Cristobalit, Tridymit und Glas in Silikasteinen. Tonind.-Ztg., 96. Jg. (1972), Heft Nr. 10, S. 291 - 297
- [85] Shiming, F.; McColm, I. J.: Development of a low cost microwave system for rapid sintering of clay based ceramics. British Ceramics Transactions, 96. Jg. (1997), Heft Nr. 5, S. 188 - 194
- [86] Majdic, A.; Braun, M.: Studien an ungeformten feuerfesten Erzeugnissen beim Brand im Temperaturgefälle. cfi (ceramic forum international) / Berichte der DKG, 58. Jg. (1981), Heft Nr. 3, S. 172 - 180
- [87] Henricke, H. W.; Szibor, H.: Zum Zusammenhang von Gefügedaten und mechanischen Eigenschaften von Porzellanwerkstoffen. Teil I und Teil II. cfi (ceramic forum international) / Berichte der DKG, 58. Jg. (1981), Heft Nr. 4/5, S. 263 - 269 und 59. Jg. (1982), Heft Nr. 3, S. 170 - 175
- [88] Nayak, B.; Goswami, G.; Panda, J. D.: Differences in thermal behaviour of silica bricks of identical specific gravity. Interceram, 34. Jg. (1985), Heft Nr. 4, S. 23 - 25
- [89] Schulz, K.: Modell zur Berechnung der thermomechanischen Spannungen beim Glühbrand von isostatisch gepreßten Erzeugnissen auf der Grundlage der Finiten Element Methode. Freiberg, Techn. Univ. Bergakademie, Diss., 1996
- [90] Maier, P.: Messen und Regeln der Prozeßgrößen beim keramischen Brand. Keramische Zeitschrift, 49. Jg. (1997), Heft Nr. 9, S. 722, 724, 725
- [91] Stein, H.: Ofenkonstruktion mit Faserbauteilen - Beispiele, Haltbarkeit und Schadensursachen. GWI (Gaswärme international), 30. Jg. (1981), Heft Nr. 7/8, S. 363 - 368
- [92] Vogt, S.; Heinke, F.; Vogt, R.: Wege zur effizienten Nutzung von Energie; 2. Teil: Energiekostenoptimierte Fahrweise von Tunnelöfen, Produktionsplanungs- und Energiemanagement. ZI (Ziegelindustrie international), 51. Jg. (1998), Heft 8, S. 496 - 501
- [93] Firma Zeller, Alzenau: Mehr Flexibilität und Kapazität durch Werk II. ZI (Ziegelindustrie international), 45. Jg. (1992), Heft Nr. 7/8, S. 391 - 397

- [94] Hoffmann, U.; Marchand, H.; Neisen, H.-J.; Schneider, W.; Schwämmlein, W.; Weibel, G.: Möglichkeiten zur Energieeinsparung in der keramischen Industrie. Bundesministerium für Forschung und Technologie: Forschungsbericht T 82-027; Technologische Forschung und Entwicklung; Fachinformationszentrum Karlsruhe (1982), ISSN 0340-7608
- [95] Pels Leusden, C. O.: Über die Temperaturverteilung in Tunnelöfen mit verschiedenen Besatzarten. Berichte der DKG (Deutsche Keramische Gesellschaft), 49. Jg. (1972), Heft Nr. 8, S. 259 - 262
- [96] Jeschar, R.: Beurteilung von Industrieöfen bei Wärmerückgewinnung. Institutsbericht, Institut für Energieverfahrenstechnik, TU Clausthal, 1985
- [97] Silca (Service- und Vertriebsgesellschaft für Dämmstoffe mbH): Neues Konzept für den Aufbau von Tunnelofen-Wagen. Keramische Zeitschrift, 47. Jg. (1995), Heft Nr. 10, S. 801
- [98] Anderssohn, J.; Heumüller, M.; Junge, K.; Weßling, W.: Energy-saving superstructure of low mass tunnel kiln cars. Refractories in the ceramics industry: Aachen proceedings 1989 ; 32nd International Colloquium on Refractories, 12th and 13th October 1989, Schmid-Verlag, Freiburg, 1990, S. 11 -13
- [99] Schneider, H.; Walter, G.; Steinhardt, R.; Ponert, G.: Ein ingenieurmäßiges Berechnungsverfahren für die instationäre Wärmeleitung und -speicherung in Tunnelofenwagen und Brennschlitten. Silikatechnik, 31. Jg. (1980), Heft Nr. 4, S. 103 - 106
- [100] Rebstadt, G.: Brennerwagenaufbauten und Brennhilfsmittel für die Grobkeramik. ZI (Ziegelindustrie international), 52. Jg. (1999), Heft Nr. 8, S. 23 - 30
- [101] Hagens, H.; Jeschar, R.; Jeschke, P.; Kainer, H.: Veränderung der Prozeßführung und der Energiebilanz von Tunnelöfen bei Verbesserung von Tunnelofenwagenaufbauten. cfi (ceramic forum international) / Berichte der DKG, 64. Jg. (1987), Heft Nr. 6/7, S. 205-210
- [102] Sladek, R.: Moderne Konstruktionsgrundlagen für die Feinkeramik-Brenntechnologie der 90er Jahre. Keramische Zeitschrift, 44. Jg. (1992), Heft Nr. 2, S. 79 - 82
- [103] Schmidt, U.: Erfahrungen über den wirtschaftlichen Einsatz keramischer Fasern für Industrieöfen. GWI (Gaswärme international), 30. Jg. (1981), Heft Nr. 7/8, S. 378 - 384
- [104] Kriese, H.: Fertigteile aus keramischen Fasern als feuerseitige Bauelemente in Öfen mit 1200 bis 1450 °C Betriebstemperatur. GWI (Gaswärme international), 30. Jg. (1981), Heft Nr. 7/8, S. 368 - 371
- [105] Maaßen, H.-W.: Anwendung keramischer Hochtemperaturfasern im Industrieofen- und Anlagenbau. GWI (Gaswärme international), 31. Jg. (1982), Heft Nr. 4, S. 181 - 185
- [106] Lenz, J.: Keramische Faserwerkstoffe zum Auskleiden von Industrieöfen. GWI (Gaswärme international), 31. Jg. (1982), Heft Nr. 4, S. 485 - 491
- [107] Meyer, N.: Neue, wirtschaftlich vorteilhafte Zustellungsstechnologien für Industrieöfen. GWI (Gaswärme international), 33. Jg. (1984), Heft Nr. 4, S. 128 - 132

- [108] Walter, G.; Ketel, H.-G.; Krause, H.: Optimierung der Wärmedämmung von Industrieöfen mit vorwiegend kontinuierlicher Betriebsweise Energietechnik, 37. Jg. (1987), Heft Nr. 12, S. 456 - 458
- [109] Walter, G.: Gestaltung und Optimierung von Ofenwandungen unter Nutzung von PC's. 4. FOGI-Seminar: Wärmetechnische Eigenschaften von Ofenbaustoffen; 12. / 13. Nov. 1992, Holzhau / Sachsen
- [110] Walter, G.: Wandoptimierung mit PC-Programmen. 4. FOGI-Seminar: Wärmetechnische Eigenschaften von Ofenbaustoffen; 12. / 13. Nov. 1992, Holzhau / Sachsen
- [111] Jeschar, R.; Schröder, U.; Bredehöft, R.: Einfluß des Randspaltes auf die Strömungsverteilung im Tunnelofen - Teil 1. Berichte der DKG (Deutsche Keramische Gesellschaft), 49. Jg. (1972), Heft Nr. 8, S. 253 - 257
- [112] Jeschar, R.; Schröder, U.; Bredehöft, R.: Einfluß des Randspaltes auf die Strömungsverteilung im Tunnelofen - Teil 2. Berichte der DKG (Deutsche Keramische Gesellschaft), 49. Jg. (1972), Heft Nr. 10, S. 339 - 341
- [113] Weineck, S.; Jeschar, R.; Pötke, W.: Strömungstechnische Untersuchungen zur Temperaturvergleichmäßigung in Durchlauföfen. GWI (Gaswärme international), 44. Jg. (1995), Heft Nr. 5, S. 211 - 220
- [114] Biro, A.: Einfluß des Brennertyps auf die Strömungsverhältnisse und den konvektiven Wärmeübergang von Öfen. GWI (Gaswärme international), 25. Jg. (1976), Heft Nr. 1/2, S. 74 - 78
- [115] Alt, L.: Praxisbezogene Ansätze zur Verbesserung der Wärmebilanz von Tunnelöfen. Keramische Zeitschrift, 44. Jg. (1992), Heft Nr. 2, S. 82 - 87
- [116] Siefke, C.; Jennes, R.: Optimierung der Temperaturvergleichmäßigung in Durchlauföfen der keramischen Industrie durch strömungstechnische Maßnahmen. Keramische Zeitschrift, 51. Jg. (1999), Heft Nr. 6, S. 467 - 468
- [117] Junge, K.; Rimpel, E.: Vergleichende Untersuchungen zum Einfluss von Umwälzeinrichtungen auf den Energieverbrauch und die Gleichmäßigkeit der Brennkurve. ZI International (Zeitschrift für die Ziegel-, Baukeramik-, Feuerfest- und Steinzeug-Industrie), 54. Jg. (2001), Heft Nr. 6, S. 42 - 44
- [118] Walter, G.; Schneider, H.; Steinhardt, R.: Näherungsformeln zur Berechnung der Strahlungswärmeübertragung in brennstoffbeheizten Industrieöfen. Energietechnik, 30. Jg. (1980), Heft Nr. 12, S. 461 - 465
- [119] Junge, K.: Mathematisches Modell zur Projektierung und Optimierung von Tunnelofenprozessen der Ziegelindustrie. Clausthal, Techn. Univ., Diss., 1983
- [120] Jeschar, R.: Optimierung von Industrieöfen mittels Teilbilanzen. Institutsbericht: Methoden der Energieeinsparung bei Industrieöfen, Institut für Energieverfahrenstechnik, TU Clausthal, 1990

- [121] Kainer, H.; Willmann, G.: Die Herausforderung an Hersteller von Brennhilfsmitteln - Die Funktionen der Brennhilfsmittel im Prozeß. *Keramische Zeitschrift*, 37. Jg. (1985), Heft Nr. 3, S. 124 - 126
- [122] Bittner, H.-G.; Jeschar, R.: Energetische Optimierung von Tunnelofenprozessen in der keramischen Industrie. *cfi (ceramic forum international) / Berichte der DKG*, 67. Jg. (1990), Heft Nr. 11, S. 509 - 517
- [123] Henkel, L.: Experimentelle Ermittlung von Druckverlust und Strömungsgeschwindigkeiten im Modell eines Tunnelofens mit Tellerbesatz. Clausthal, Techn. Univ., Institut für Energieverfahrenstechnik und Brennstofftechnik, Diplomarbeit, 1997
- [124] Schröder, U.: Modellversuche über Druckverlust und Wärmeübergang in gitterförmigem Tunnelofenbesatz. Clausthal, Techn. Univ., Diss., 1971
- [125] Schulle, W.: Entwicklungen und Probleme beim Schnellbrand keramischer Produkte. *Keramische Zeitschrift*, 52. Jg. (2000), Heft Nr. 12, S. 1184 - 1187
- [126] Häßler, A.: Ein neues Durchlaufverfahren zum Trocknen, Brennen und Transportieren. *ZI (Ziegelindustrie international)*, 51. Jg. (1998), Heft 8, S. 519 - 521
- [127] Bittner, H.-G.; Weber, H.; Ferber, C.; Spitzbart, H.; Petersohn, B.: Moderner Schnellbrand bei baukeramischen Erzeugnissen. *ZI (Ziegelindustrie international)*, 45. Jg. (1992), Heft Nr. 7/8, S. 374 - 382
- [128] Merienne, J.: Neue Werksstrukturen durch Innovationen in der Trocken- und Brenntechnik. *ZI (Ziegelindustrie international)*, 51. Jg. (1998), Heft 7, S. 442 - 448
- [129] Ferber, C.: Möglichkeiten und Grenzen beim Schnellbrand keramischer Massen. *cfi (ceramic forum international) / Berichte der DKG*, 73. Jg. (1996), Heft Nr. 9, S. 489 - 491
- [130] Hilker, E.: Ermittlung und Anwendung der optimalen Brennkurve. *Die Ziegelindustrie*, 24. Jg. (1971), Heft. Nr. 9, S. 372 - 376
- [131] Hauck, D.; Hilker, E.; Krützner-Brezynski, B.; Ruppik, M.: Verminderung der Aufheizriß-Gefährdung von großformatigen Mauerziegeln. *ZI-Jahrbuch*, Wiesbaden; Berlin : Bauverl. 1994, S. 46 - 77
- [132] Hauck, D.; Hilker, E.; Ruppik, M.: Vermeidung von Aufheizrissen und Reduktionserscheinungen im Hinblick auf den Schnellbrand großformatiger Mauerziegel. *ZI-Jahrbuch*, Wiesbaden; Berlin: Bauverl. 1992, S. 106 - 147
- [133] Junge, K.; Hauck, D.; Ruppik, M.: Erweiterung der optimalen Produktbrennkurve auf den Durchströmungsbrand. *ZI International*, 53. Jg. (2000), Heft Nr. 6, S. 60 - 62
- [134] IZF-Seminar 1994: Ziegelrohstoffe: Eigenschaften - Behandlung - Produktqualität, Teil 2. *ZI (Ziegelindustrie international)*, 47. Jg. (1994), Heft Nr. 12, S. 856 - 864
- [135] Junge, K.: Erhöhung der Rohlingstemperatur zur Verminderung der Trockenrißgefährdung. *ZI-Jahrbuch*, Wiesbaden; Berlin: Bauverl. 1993, S. 11 - 22
- [136] Junge, K.: Schnellbrand von flachen Besätzen und Besatzscheiben in energetisch optimierten Tunnelöfen. *ZI-Jahrbuch*, Wiesbaden; Berlin: Bauverl. 1992, S. 88 - 105

- [137] IZF-Seminar 1994: Ziegelrohstoffe: Eigenschaften - Behandlung - Produktqualität, Teil 1. ZI (Ziegelindustrie international), 47. Jg. (1994), Heft Nr. 11, S. 779 - 790
- [138] Junge, K.: Möglichkeiten und Grenzen des Schnellbrandes in der Ziegelindustrie. ZI-Jahrbuch, Wiesbaden; Berlin : Bauverl. 1995, S. 15 - 22
- [139] Rimpel, E.: Strömungs- und wärmetechnische Untersuchungen zur Optimierung in Trocknern und Öfen der Ziegelindustrie. ZI-Jahrbuch, Wiesbaden; Berlin: Bauverl. 1999, S. 76 - 92
- [140] Constantinescu, D.; Alten, T.: Porzellan-Schnellbrand im Rollenofen - Erkenntnisse und Entwicklungen. Keramische Zeitschrift, 44. Jg. (1992), Heft Nr. 6, S. 378 - 382
- [141] Bittner, H.-G.; Weber, H.: Schutzgasfreie Schnellerwärmung mit einem neuen Rollenofenverfahren. GWI (Gaswärme international), 41. Jg. (1992), Heft Nr.12, S. 545 - 551
- [142] Schoppe, K. H.: Einsatzgebiete und Grenzen des Brandes im Rollenofen. Keramische Zeitschrift, 42. Jg. (1990), Heft Nr. 1, S. 13 - 16
- [143] Rasch, H.: Maßschneidern von Gefügen für den Schnellbrand. cfi (ceramic forum international) / Berichte der DKG, 74. Jg. (1997), Heft Nr. 10, S. 639 - 647
- [144] Becker, F. H.: Der Weg zum besseren Brennprozeß. cfi (ceramic forum international) / Berichte der DKG, 77. Jg. (2000), Heft Nr. 5, S. D11 - D16
- [145] Hauck, D.: Keramtechnische Vorgänge beim Brennprozeß. IZF-Seminar: Moderne Trocknungs- und Brenntechnik, Institut für Ziegelforschung e. V., Essen, 1999
- [146] Klinger, W.: Rissbildungen in Schamottesteinen und ihre Zuordnung zur Brennkurve. Silikatechnik, 29. Jg. (1978), Heft Nr. 1, S. 14 - 16
- [147] Schmidt, E.: Über die Anwendung der Differenzenrechnung auf technische Anheiz- und Abkühlprobleme. In: Bäseler, W.: Beiträge zur technischen Mechanik und technischen Physik. August Föppl zum 70. Geburtstag am 25. Januar 1924. Julius Springer Verlag, Berlin 1924
- [148] Harada, M.; Mizobe, A.: Computer application to the refractory firing process development. Taikabutsu Overseas, Band 12 (1992), Heft Nr. 4, S. 14 - 22
- [149] Schwiete, H. E.; Böhme, H. J.: Experimentelle und theoretische Untersuchungen zur Wärmeleitfähigkeitsmessung an feuerfesten Baustoffen unter Berücksichtigung des Einflusses von Wärme- und Gefügespannungen auf die Wärmeleitfähigkeit. Manuskript, Aachen 1966
- [150] Hellwig, C.: Einführung in die Eigenspannungsthematik. Tagungsband zum Seminar Eigenspannungen - Fluch oder Segen? EMPA Dübendorf, CH, 7. Mai 1996, (1996) S. 1 - 9, Dübendorf: EMPA, SVMT Schweiz. Verband f. d. Materialtechnik
- [151] Steger, W.: Über Wärme- und Gefügespannungen in gebrannten keramischen Massen. Berichte der DKG, 15. Jg. (1934), S. 139 - 160
- [152] Beitz, W.; Küttner, K.-H.: Dubbel: Taschenbuch für den Maschinenbau. Springer-Verlag, 18. Auflage, Berlin 1995, ISBN 3-540-57650-9

- [153] Kaiser, R.; Specht, E.; Jeschar, R.: Gebrauchsgleichungen für die Guterwärmung bei Strahlung. Ermittelt mit einem Genetischen Algorithmus. GWI (Gaswärme international), 49. Jg. (2000), Heft Nr. 7/8, S. 355 - 358
- [154] Jeschar, R.; Alt, R.; Specht, E.: Grundlagen der Wärmeübertragung. Viola-Jeschar-Verlag, Goslar 1990
- [155] Becker, F. H.: Computersimulation zur Lösung wärmetechnischer Aufgaben im keramischen Ofenbau. cfi (ceramic forum international) / Berichte der DKG, 78. Jg. (2001), Heft Nr. 5, S. D9 - D13
- [156] Becker, F. H.: Moderne Berechnungsmethoden für Ofenanlagen der Keramikindustrie. In: Gross, U.: Gasanwendungstechnik, Vorträge zum 52. Berg- und Hüttenmännischen Tag 2001, Freiberg, D, 21.-22. Juni 2001, Freiburger Forschungshefte, Reihe A, Energie, Band 865 (2001), S. 105 - 124
- [157] Honcamp, S.; Jeschar, R.; Clauder, A.: Der Einfluß der mechanischen und thermophysikalischen Werkstoffwerte auf die Temperaturwechselbeständigkeit keramischer Bauteile. Keramische Zeitschrift, 44. Jg. (1994), Heft Nr. 12, S. 958 - 963
- [158] Honcamp, S.; Jeschar, R.; Clauder, A.: Der Einfluß der mechanischen und thermophysikalischen Werkstoffwerte auf die Temperaturwechselbeständigkeit keramischer Bauteile. Keramische Zeitschrift, 47. Jg. (1995), Heft Nr. 1, S. 16 - 18
- [159] Honcamp, S.; Jeschar, R.: Investigation to determine the maximum permissible cooling velocity for ceramic components made of alumina. steel research, 61. Jg. (1990), Heft Nr. 11, S. 576 - 583
- [160] Fiedler, U.: Rißbildung beim Aufheizen von feuerfesten Steinen. Clausthal, Techn. Univ., Diss., 1978
- [161] Jeschar, R.; Clauder, A.: Bestimmung der zulässigen Abkühlgeschwindigkeiten keramischer Bauteile. 4. FOGI-Seminar: Wärmetechnische Eigenschaften von Ofenbaustoffen; 12. / 13. Nov. 1992, Holzhau / Sachsen
- [162] Leers, K.-J.; Schmidt, O.: Beitrag zum Temperaturwechselverhalten keramischer Werkstoffe. Tonind.-Ztg., 100. Jg. (1976), Heft Nr. 9, S. 325 - 334
- [163] Golder, P.; Hammer, H.; Klima, R.; Schulte, M.: Verbesserung der Haltbarkeit von Feuerleichtsteinen und Deckenstrahlungsbrennern. Stahl und Eisen, 113. Jg. (1993), Heft Nr. 10, S. 53 - 60
- [164] Duhamel, J. M. C.: Mémoire sur le calcul des actions moléculaires développées par les changements de température dans les corps solides. In: Mémoires présentés par divers savants a l'académie royale des sciences de l'institut de France, Paris, Vol. 5, (1838), S. 440 - 498
- [165] Leon, A.: Über die Wärmespannungen in runden Schornsteinen. Fromme-Verlag, Wien, 1906
- [166] Leon, A.: Schornsteinwärmespannungen. Zeitschrift des VDI, 51. Jg. (1907), Heft Nr. 33, S. 1315 - 1316

- [167] Lorenz, R.: Temperaturspannungen in Hohlzylindern. Zeitschrift des VDI, 51. Jg. (1907), S. 743
- [168] Timoshenko, S. P.; Goodier, J. N.: Theory of elasticity. McGraw-Hill-Verlag, New York 1987, ISBN 0-07-064720-8
- [169] Boley, B. A.; Weiner, J. H.: Theory of thermal stresses. Wiley-Verlag, New York 1960, ISBN 0-471-08679-7
- [170] Gatewood, B. E.: Thermal stresses in long cylindrical bodies. The philosophical magazine (London): a journal of theoretical, experimental and applied physics, 32. Jg. (1941), S. 282 - 301
- [171] Ebner, H.; Ziebarth, H.: Theoretische und experimentelle Untersuchung von instationären Temperaturverteilungen und Wärmespannungen mit Wärmeübergang in prismatischen Körpern nach dem Differenzenverfahren. Forschungsberichte des Landes Nordrhein-Westfalen, Nr. 2453, Westdeutscher Verlag Opladen (1975)
- [172] Schmidt, E.: Das Differenzenverfahren zur Lösung von Differentialgleichungen der nichtstationären Wärmeleitung, Diffusion und Impulsausbreitung. Forschung auf dem Gebiete des Ingenieurwesens, 13. Jg. (1942), Heft Nr. 5, S. 177 - 185
- [173] Lück, G.: Binder-Schmidt-Verfahren für nichtstationäre Wärmequellenprobleme. Chemie-Ingenieur-Technik, 33. Jg. (1961), Heft Nr. 8, S. 547 - 550
- [174] Trostel, R.: Stationäre Wärmespannungen mit temperaturabhängigen Stoffwerten. Ingenieur-Archiv, 26. Jg. (1958), S. 416 - 434
- [175] Sonntag, G.: Theoretische Untersuchung der Wärmespannungen in Wannensteinen während des Temperns. Glastechnische Berichte, 33. Jg. (1960), Heft Nr. 10, S. 363 - 370
- [176] Kienow, S.; Traustel, S.: Über das Auftreten von Wärmespannungen in Ofenwänden. Keramische Zeitschrift, 26. Jg. (1974), Heft Nr. 10, S. 585 - 590
- [177] Das, T. K.; Jeschke, P.: Spannungen und Verformungen in feuerfestem Mauerwerk. Berichte der DKG, 52. Jg. (1975), Heft Nr. 5, S. 126 - 130
- [178] Kienow, S.: Thermische Spannungen im System Stahl-Feuerfest und deren Komponenten. GWI (Gaswärme international), 25. Jg. (1976), Heft Nr. 11/12, S. 541 - 545
- [179] Fiedler, U.; Jeschke, P.; Kienow, S.: Zulässige Aufheizgeschwindigkeit von Torpedopfannen- und Mischersteinen. Tonind.-Ztg., 100. Jg. (1976), Heft Nr. 5, S. 181 - 189
- [180] Kienow, S.: Die Genauigkeit bei der Berechnung thermischer Spannungen mit Hilfe linearisierter Temperaturkurven. Keramische Zeitschrift, 33. Jg. (1981), Heft Nr. 9, S. 526 - 530
- [181] Roter, A.: Titel polnisch: Spannungsverteilung und Rißbildung in abgekühlten oder erhitzten feuerfesten Steinen, z. B. in Besatzsteinen von Regeneratoren. Materialy Ogniotrwale, 43. Jg. (1991), Heft Nr. 3, S. 82 - 85

- [182] Ehlert, W.: Zur Berechnung von Wärmespannungen und -dehnungen beim Aufheizen feuerfester Steine mit nichtlinearem Wärmeleitungsgesetz. Clausthal, Techn. Univ., Diss., 1982
- [183] Hahn, H. G.: Methode der finiten Elemente in der Festigkeitslehre. Akademische Verlagsgesellschaft, 2. Auflage, Frankfurt a. M. 1975, ISBN 3-400-00208-9
- [184] Seimann, M.: Rechnerische Untersuchungen über die zulässige Aufheizgeschwindigkeit von zylindrischen Blöcken unter Beachtung der Wärmespannungen. Forschungsberichte des Landes Nordrhein-Westfalen, Nr. 2338, Westdeutscher Verlag Opladen (1973)
- [185] Köhne, H.: Untersuchung, Vergleich und Fehlerschätzung numerischer Verfahren zur Lösung der Wärmeleitungsgleichung. Aachen, RWTH, Diss., 1967
- [186] Krein, S.: Simulation der Kräfte und Bewegungen beim Tempern von Silikagewölben in Glasschmelz-Wannenöfen mit Hilfe mathematischer Modelle. Freiberg, Techn. Univ. Bergakademie, Diss., 1996
- [187] Scheiwe, M.: Simulation der thermomechanischen Beanspruchungen in der Hochofen-Gestellmauerung. Aachen, RWTH, Diss., 1992
- [188] Elsing, R.; Schuller, K.: Numerische Simulation der Erzeugung innerer Spannungen in mechanisch vorgespannten Schaugläsern während der Herstellung im Durchlauföfen. VDI-Berichte, (1992), Heft 917, S. 209 - 213, ISSN 0083-5560
- [189] Warnecke, R.; Weghaus, M.: Spannungen und Rissbildung an Feuerfest-Systemen. Thermische Abfallverwertung 2000, VGB-Konferenz, Vorträge, Essen, 20.-21.11.2000, VGB-TB, Band 800 (2000) Seite B3.1-10
- [190] Müller, G.; Groth, C.: FEM für Praktiker: die Methode der finiten Elemente mit dem FE-Programm ANSYS. Expert-Verlag, Renningen-Malmsheim 1997, 3. Aufl., ISBN 3-8169-1525-6
- [191] Rannacher, R.; Stein, E.: Finite Elemente: die Ideen. Spektrum der Wissenschaft (Deutsche Ausgabe von Scientific American), (1997), Heft Nr. 3, S. 90 - 98
- [192] Schweiger, H. F.: Finite Elemente im Ingenieurwesen - eine kurze Einführung. Radex-Rundschau, 45. Jg. (1990), Heft Nr. 4, S. 317 - 326
- [193] Drescher, J.; Schmidt, R.; Hardtke, H.-J.: Finite-Elemente-Modellierung und Simulation des menschlichen Trommelfells. HNO, 46. Jg. (1998), Heft Nr. 2, S. 129 - 134
- [194] Berns, H.; Fischer, A.; Pyzalla-Schieck, A.: Thermische Mikroeigenstressungen in Stückverbunden. HTM Härterei-Technische-Mitteilungen, 50. Jg. (1995), Heft Nr. 3, S. 157 - 162
- [195] Ramm, E.; Burmeister, A.; Bischoff, M.; Maute, K.: Schalentragerwerke. Spektrum der Wissenschaft (Deutsche Ausgabe von Scientific American), (1997), Heft Nr. 3, S. 98 - 102
- [196] Schweizerhof, K.: Von der Kirchenkuppel bis zum Dampfbügeleisen: Anwendungsvielfalt kommerzieller FEM-Programme. Spektrum der Wissenschaft (Deutsche Ausgabe von Scientific American), (1997), Heft Nr. 3, S. 103, 106

- [197] Möller, H.: Finite Elemente in der Automobilentwicklung. Spektrum der Wissenschaft (Deutsche Ausgabe von Scientific American), (1997), Heft Nr. 3, S. 104, 105
- [198] Bayer, U.; Lünenschloß, B.; Wenderoth, F.: Zeitabhängige Probleme in der Geologie. Spektrum der Wissenschaft (Deutsche Ausgabe von Scientific American), (1997), Heft Nr. 3, S. 107, 108
- [199] Fleig, J.; Maier, J.: Finite-Element Calculations on the Impedance of Electroceramics with Highly Resistive Grain Boundaries: I, Laterally Inhomogeneous Grain Boundaries. Journal of the American Ceramic Society, 82. Jg. (1999), Heft Nr. 12, S. 3485 - 3493
- [200] Sugiyama, F.; Ishikawa, T.; Ogawa, K.; Nishida, T.: Fracture strength of fiber-bonded ceramic composite subjected to static and impact bending. JSME International Journal, Series A (Solid Mechanics and Material Engineering), 41. Jg. (1998), Heft Nr. 4, S. 495 - 502 (ISSN 1340-8046)
- [201] Schacht, C. A.: Development of design formula for AISE Technical Report No. 32 on basic oxygen furnaces. Iron and Steel Engineer, 73. Jg. (1996), Heft Nr. 11, S. 47 - 50
- [202] Schacht, C. A.: Thermomechanical design of EAF refractory linings. Konferenz-Einzelbericht: 57th Electric Furnace Conference Proceedings. November 14-16, 1999, Pittsburgh, PA, (1999) S. 361 - 365, Warrendale, PA: Iron and Steel Society (ISS)
- [203] Magerl, F.; Lauf, S.; Turan, K.: Keramische Ventile im Automobil. Motortechnische Zeitschrift, 59. Jg. (1998), Heft Nr. 10, S. 674 - 680
- [204] Krause, G.: Beitrag zur Berechnung von thermomechanischen Anlaufvorgängen in axialsymmetrischen Körpern aus elasto-plastischem Material bei endlichen Deformationen. Freiberg, Bergakademie, Diss., 1988
- [205] Takahashi, K.; Miyamoto, Y.; Kumagai, M.: Thermomechanical stress analysis brick lining by FEM using non-linear boundary conditions. Proceedings of UNITECR '97 (Unified International Technical Conference on Refractories) (1997), Vol. I, S. 349 - 357
- [206] Welzel, W.; Quadfasel, U.; Konczalla, M.: FEM-Berechnung thermischer Spannungen in Graphitkokillen beim horizontalen Strangguß von Kupfer und Kupferlegierungen. Metall - Internationale Zeitschrift für Technik und Wirtschaft, 50. Jg. (1996), Heft Nr. 11, S. 705 - 712
- [207] Kalitzin, G. G.: Berechnung von Temperatur- und Wärmestromfeldern in festen Körpern bei periodischer Wärmeeinwirkung mit Hilfe der FEM. Magdeburg, Techn. Univ., Diss., 1991
- [208] Yilmaz, S.; Schweiger, H.-F.: FEM-Untersuchung an der Feuerfestzustellung einer 120-t-Stahlgießpfanne. Stahl und Eisen, 117. Jg. (1997), Heft Nr. 6, S. 71 - 74
- [209] Kuehn, H.: FEM-Berechnungen am PC verbessern Kühlkörperdimensionierung. Maschinenmarkt, Würzburg, 104. Jg. (1998), Heft Nr. 29, S. 34 - 35
- [210] Iancu, G.: Spannungskonzentrationsminderung dreidimensionaler elastischer Kontinua mit der FEM. Fortschritt-Berichte VDI, Reihe 18, Nr. 105, VDI-Verlag Düsseldorf (1992)
- [211] Pawliska, P.: Finite Element Analyse rißbehafteter Modellsysteme von unidirektional verstärkten Faserverbundwerkstoffen unter Berücksichtigung des durch

- Wärmespannungen induzierten Plastifizierungs- und Kriechverhaltens des Matrixmaterials. Paderborn, Univ.-GH, Diss., 1988
- [212] Westerheide, R.; Zipse, H.; Hollstein, T.: Finite Element Simulation of Die Pressing and Sintering - Results in Time and Cost Savings. *cfi (ceramic forum international) / Berichte der DKG*, 75. Jg. (1998), Heft Nr. 4, S. 31 - 34
- [213] Cockcroft, S. L.; Brimacombe, J. K.; Walrod, D. G.; Myles, T. A.: Thermal Stress Analysis of Fused-Cast AZS refractories during Production: Part II, Development of Thermo-elastic Stress Model. *Journal of the American Ceramic Society*, 77. Jg. (1994), Heft Nr. 6, S. 1512-1521
- [214] Knauder, J. P.; Rathner, R.; Specht, V. E.: Modernes Konverterabstichdesign in Wechselwirkung mit elektromagnetischer Schlackenfrüherkennung. *Radex-Rundschau*, 45. Jg. (1990), Heft Nr. 4, S. 343 - 353
- [215] Knauder, J. P.; Rathner, R.: Finite-Elemente-Studie über das thermomechanische Verhalten von magnesitischen Feuerfestprodukten am Beispiel eines Konverterbodens. *Radex-Rundschau*, 45. Jg. (1990), Heft Nr. 4, S. 354 - 364
- [216] Rathner, R.; Grabner, B.: Entwicklung von Spülelementen für Entgasungsgefäße. *Radex-Rundschau*, 45. Jg. (1990), Heft Nr. 4, S. 365 - 375
- [217] Parmelee, J. D.; Workman, J. A.; Williams, D. C.: Use of the finite element method for analysis of heat distribution in the linings of induction furnaces. Konferenz-Einzelbericht: Int. GIFA-Kongress Giessereitechnik '94, Düsseldorf, D, 15.-18.06.1994, (1994) S. 264 - 271, Düsseldorf: VDG
- [218] Bisson, G.; Themines, D.: Etude par elements finis du comportement de pieces en refractaire sollicitées thermiquement. *L'Industrie Ceramique*, (1991), Heft Nr. 11, S. 733 - 737
- [219] Behrend, J.; Köckritz, V.; Krause, G.; Rehmer, K.-P.: Untersuchung der Beanspruchung von länger in Betrieb befindlichen Futterrohren unter Einsatz der FEM. *Erdöl, Erdgas, Kohle*, 113. Jg. (1997), Heft Nr. 10, S. 421 - 424
- [220] Niezgoda, T.; Malachowski, J.; Boniecki, M.: Finite Element Simulation of Vickers Microindentation on Alumina Ceramics. *Ceramics International*, 24. Jg. (1998), S. 359 - 364
- [221] Groß, H.-J.; Fischer, W.; Vaßen, R.; Mallener, W.; Stöver, D.: Spannungsermittlung in Plasmaspritzschichten. *DVS-Berichte*, Bd. 152, Deutscher Verband für Schweißtechnik e. V., Düsseldorf (1993), ISBN 3-87155-457-X
- [222] Reinert, U.; Klär, P.: Simulation des stochastischen mechanischen Verhaltens von poröser Keramik mit der Finite-Elemente-Methode. *Keramische Zeitschrift*, 51. Jg. (1999), Heft Nr. 3, S. 200 - 205
- [223] Braun, H.; Heller, H.-P.; Janke, D.; Seher, B.: Computersimulation thermischer und mechanischer Vorgänge beim Brammenstraggießen von Stahl. *Stahl und Eisen*, 116. Jg. (1996), Heft Nr. 9, S. 79 - 86

- [224] Ramakrishnan, N.; Arunachalam, V. S.: Finite Element Methods for materials modelling. *Progress in Materials Science*, 42. Jg. (1997), S. 253 - 261
- [225] Beckert, W.; Lauke, B.: Bestimmung bruchmechanischer Kenngrößen für Prüfkörper mit elastischen, anisotropen Materialeigenschaften mittels Finite-Element Methode. *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*, 27. Jg. (1996), Heft Nr. 1, S. 14 - 24
- [226] Sanliturk, K. Y.; Aydin, I.; Briscoe, B. J. : A Finite-Element Approach for the Shape Prediction of Ceramic Compacts during Sintering. *Journal of the American Ceramic Society*, 82. Jg. (1999), Heft Nr. 7, S. 1748 - 1756
- [227] Yilmaz, S.; Schweiger, H. F.; Ozgen, S.: FEM Untersuchungen des thermomechanischen Verhaltens von MgO-C / MgO und MgO-Al₂O₃-Spinell im Verschleißfutter einer 120 t Stahlgießpfanne. Konferenz-Einzelbericht: 40. Internat. Feuerfest-Kolloquium, Feuerfeste Werkstoffe im Anlagenbau, Aachen, D, 30.09.-01.10.1997, *Stahl und Eisen, Special*, (1997) S. 31 - 34, Düsseldorf: Verl. Stahleisen, ISBN 3-514-00596-6
- [228] Gudenau, H. W.; Kainer, H.; Pietzko, G.; Scheiwe, M.: Thermisch-mechanisches Verhalten von Hochofen-Gestellzustellungen. *Stahl und Eisen*, 111. Jg. (1991), Heft Nr. 9, S. 71 - 81
- [229] Klein, B.: FEM: Grundlagen und Anwendungen der Finite-Elemente-Methode. Vieweg-Verlag, Braunschweig, 1990, ISBN 3-528-05125-6
- [230] Hu, Z.; Zhu, L.; Wang, B.; Liu, Z.; Miao, Y.; Xie, P.; Gu, S.; Sheng, W.: Computer simulation of the deep extrusion of a thin-walled cup using the thermo-mechanically coupled elasto-plastic FEM. *Journal of Materials Processing Technology*, Band 102 (2000), Heft 1-3 Complete, S. 128 - 137
- [231] Ohta, K.; Sakai, Y.; Hayamizu, K.: Numerical Analysis on Silicon Carbide Radiant Tube. *Taikabutsu Overseas - Journal of the Technical Association of Refractories, Japan*, 20. Jg. (2000), Heft Nr. 1, S. 76
- [232] Kraft, T.; Riedel, H.; Stingl, P.; Wittig, F.: Finite Element Simulation of Die Pressing and Sintering. *Advanced Engineering Materials*, 1. Jg. (1999), Heft Nr. 2, S. 107 - 109
- [233] Schmitt, N.; Berthaud, Y.; Themines, D.; Blumenfeld, P.: Vorschlag eines thermomechanischen Modells für Magnesia-Carbon-Feuerfestprodukte. *Veitsch-Radex-Rundschau*, (1996), Heft Nr. 2, S. 15 - 27
- [234] Melzer, D.; Krause, G.; Schulle, W.; Foertsch, R.; Kroeckel, O.: Berechnung von Wärmespannungen in Hochspannungsisolatoren mit der FEM-Methode. *Keramische Zeitschrift*, 44. Jg. (1992), Heft Nr. 6, S. 383 - 386
- [235] Schulz, K.; Schulle, W.: FEM-Berechnungen thermomechanischer Spannungen beim Brand isostatisch gepressten Flachgeschirrs. *cfi (ceramic forum international) / Berichte der DKG*, 72. Jg. (1995), Heft Nr. 7, S. 390 - 397
- [236] Schulle, W.; Schulz, K.: FEM Modelling of Firing - Temperature and Stress Zones. *cfi (ceramic forum international) / Berichte der DKG*, 76. Jg. (1999), Heft Nr. 3, S. 37 - 41

- [237] Schulle, W.; Schulz, K.; Bittner, H.-G.: Vorteile des Einlagenbrandes gegenüber dem Stapelbrand beim Glühbrand von Porzellan. *GWl (Gaswärme international)*, 43. Jg. (1994), Heft Nr. 9, S. 399 - 407
- [238] Bartusch, R.; Schulle, W.; Haupt, S.: Ursache und Auswirkungen von spezifischen Dehnungs-Schwindungs-Effekten isostatisch gepreßter Artikel. *cfi (ceramic forum international) / Berichte der DKG*, 68. Jg. (1991), Heft Nr. 6, S. 266 - 271
- [239] Engels, M.: De ontwikkeling van een simulatie model voor het thermische gedrag van een wandtegelmassa - Die Entwicklung eines Simulationsmodells für das thermische Verhalten einer Wandfliesenmasse. *Klei Glas Keramiek*, Band 14 (1993), Heft Nr. 10, S. 251 - 256
- [240] Yin, H.; Liu, Z.; Hu, X.; Chen, Z.: Computer simulation and analysis of ceramic firing. *Ceramic Engineering and Science Proceedings*, Band 14 (1993), Heft 1/2, S. 247 - 257
- [241] Korver, F. N. M.; Kranendonk, W. G. M.; Stam, G. T. M.; Sinnema, S.: Thermo mechanical analysis on refractory structures using computer modelling. Konferenz-Einzelbericht: 40. Internat. Feuerfest-Kolloquium, Feuerfeste Werkstoffe im Anlagenbau, Aachen, D, 30.09.-01.10.1997, *Stahl und Eisen, Special*, (1997) S. 26 - 30, Düsseldorf: Verl. Stahleisen, ISBN 3-514-00596-6
- [242] Walter, G.; Krein, S.: Simulation von Temperstrategien für die Gewölbe in Glasschmelzanlagen. *GWl (Gaswärme international)*, 43. Jg. (1994), Heft Nr. 9, S. 435 - 439
- [243] Rathner, R.; Knauder, J. P.; Schweiger, H. F.: Konstruktive Aspekte und thermomechanisches Verhalten von Konverterauskleidungen. *Radex-Rundschau*, 45. Jg. (1990), Heft Nr. 4, S. 327 - 342
- [244] Gudenau, H. W.; Bertling, R.: Temperatur- und Spannungsverhalten der feuerfesten Ausmauerung im Stahlkonverter. Konferenz-Einzelbericht: 9. Aachener Stahlkolloquium 1994. Aachen, 13.-14.10.1994, (1994) S. 155 - 164
- [245] Schmitt, N.; Berthaud, Y.; Poirier, J.: Tensile behaviour of magnesia carbon refractories. *Journal of the European Ceramic Society*, 20. Jg. (2000), Heft Nr. 12, S. 2239 - 2248
- [246] Marschner, R.: Ein kombiniertes Platten-Scheiben-Modell zur Ermittlung des Festigkeits- und Deformationsverhaltens thermomechanisch beanspruchter Heizwände hoher Koksöfen. Clausthal, Techn. Univ., Diss., 2000
- [247] Palmer, G.; Baker, G.: Thermomechanische Spannungsanalyse an zementarmem Feuerfestbeton auf Brennerrohren von Zementdrehöfen. *Zement, Kalk, Gips*, 49. Jg. (1996), Heft Nr. 1, S. 36 - 42
- [248] Kawashima, H.; Miyahara, M.; Nagahata, T.; Yagi, J.; Fujiwara, K.: Study of thermal stress at the bottom of top and bottom blowing BOF in refractories. *Sumitomo Search*, (1994), Heft Nr. 55, S. 14 - 22
- [249] Sebök, I.: Konstruktion von Brennhilfsmitteln mittels der Finite-Elemente-Methode. *Keramische Zeitschrift*, 53. Jg. (2001), Heft Nr. 9, S. 798 - 801

- [250] Chen, E.: Simulation des thermomechanischen Verhaltens einer monolithischen Feuerfestauskleidung unter Kohlevergasungsbedingungen. Radex-Rundschau, 45. Jg. (1990), Heft Nr. 4, S. 376 - 384
- [251] Hennicke, H. W.; Leers, K. J.: Die Bestimmung elastischer Konstanten mit dynamischen Methoden. Tonindustrie-Zeitung, 89. Jg. (1965), Heft Nr. 23/24, S. 539 - 543
- [252] Lessing, B. M.: Vergleichende Untersuchung des dynamischen und statischen E-Moduls von feuerfesten Produkten. Leoben, Montanuniv., Institut für Gesteinshüttenkunde, Diplomarbeit, 1998
- [253] Schulle, W.: Thermomechanisches Hochtemperaturverhalten. Handbuch der Keramik, Verlag Schmidt GmbH, Freiburg (1992), S. 1 - 12
- [254] Leers, K.-J.; Dörr, H.: Untersuchungen der elastischen Konstanten nichtmetallisch-anorganischer Werkstoffe mit mechanischen Schwingungen. Tonind.- Ztg., 100. Jg. (1976), Heft Nr. 2, S. 74 - 80
- [255] Tuma, S.; Schrempf, S.; Illiewich, J.: Bestimmung des Elastizitätsmoduls von geformten Baustoffen im Druck- und Biegeversuch. BHM (Berg- und Hüttenmännische Monatshefte), 144. Jg. (1999), Heft Nr. 3, S. 80 - 84
- [256] Konopicky, K.; Hagemann, L.; Kowalczyk, F.: Untersuchungen zur Ermittlung der elastischen Eigenschaften von feuerfesten Erzeugnissen bei erhöhter Temperatur. Berichte der Technischen Kommission und des Forschungsinstituts der Feuerfest-Industrie; Bericht Nr. 175, Jahrbuch 1969, S. 345 - 361
- [257] Das, T. K.: Elastische Eigenschaften und Festigkeit von Magnesiasteinen. Clausthal, Techn. Univ., Diss., 1974
- [258] Landers, H.; Melzer, D.; Scheibner, C.; Klinger, W.: System zur Messung des dynamischen Elastizitätsmoduls bei hohen Temperaturen. Silikatechnik, 28. Jg. (1977), Heft Nr. 9, S. 275 - 277
- [259] Müller, S.; Wiens, E.; Ansorge, F.: Ermitteln des E-Moduls an Keramikproben bis 1400 °C mit Hilfe der Ultraschallmeßtechnik. DGZfP-Jubiläumstagung 1993 Zerstörungsfreie Prüfung, Teil 2, Garmisch-Partenkirchen, D, 17.-19. Mai 1993. Deutsche Gesellschaft für Zerstörungsfreie Prüfung e.V. (DGZfP), Band 37 (1993), S. 1007-1013, Berlin: DGZfP
- [260] Baudson, H.; Debucquoy, F.; Huger, M.; Gault, C.; Rigaud, M.: Ultrasonic Measurement of Young's Modulus MgO/C Refractories at High Temperature. Journal of European Ceramic Society, 19. Jg. (1999), Heft Nr. 10, S. 1895 - 1901
- [261] Schulle, W.; Tomsu, F.; Ulbricht, J.: Evaluation of the modulus of elasticity of refractories - Berechnung des Elastizitätsmoduls feuerfester Werkstoffe. cfi (ceramic forum international) / Berichte der DKG, 77. Jg. (2000), Heft Nr. 4, S. 36 - 38
- [262] Petit, J.: Sonic testing of refractory brick - Schallprüfung am feuerfesten Stein. Zeitschriftenaufsatz: Ceramic Industry, 136 Jg. (1991), Heft Nr. 2, S. 27- 29

- [263] Schulle, W.; Scheibner, C.: Ermittlung des dynamischen Elastizitätsmoduls verschiedener Feuerfestkeramiken in Abhängigkeit von der Temperatur. Silikatechnik, 40. Jg. (1989), Heft Nr. 2, S. 60 - 62
- [264] Schulle, W.; Melzer, D.; Scheibner, C.: Zerstörungsfreie Bewertung der Gefügeschädigungen grobkeramischer Platten - besonders Brennhilfsmittelplatten. Silikatechnik, 40. Jg. (1989), Heft Nr. 4, S. 115 - 116
- [265] Vu, Anh T.: Verbesserung der Temperaturwechselbeständigkeit von Magnesiaerzeugnissen. Freiberg, Techn. Univ. Bergakademie, Diss., 1995
- [266] Hennicke, H. W.; Konopicky, K.; Routschka, G; Visser, R.; Waasdorp, A.: Zum Vergleich der Ergebnisse verschiedener Heißprüfungen feuerfester Steinqualitäten. Tonind.-Ztg., 93. Jg. (1969), Heft Nr. 9, S. 169 - 178
- [267] Hennicke, H. W.; Leers, K. J.: Zur praktischen Bestimmung elastischer Moduli feuerfester Baustoffe. Berichte der DKG, 43. Jg. (1966), Heft Nr. 6, S. 391 - 394
- [268] Wohlleben, K.; Konopicky, K.: Elastische Konstanten und Gasdurchlässigkeit feuerfester Erzeugnisse. Chemie-Ingenieur-Technik, 37. Jg. (1965), Heft Nr. 12, S. 1273
- [269] Schulle, W.; Tomsu, F.; Ulbricht, J.; Vu, T. A.: Bewertung der Temperaturwechselbeständigkeit (TWB) feuerfester Werkstoffe. Keramische Zeitschrift, 48. Jg. (1996), Heft Nr. 9, S. 792, 794 - 796, 798, 799
- [270] Kienow, S.; Hennicke, H. W.: Elastizitäts- und Verformungsmodul bei feuerfesten Steinen. Tonindustrie-Zeitung, 90. Jg. (1966), Heft Nr. 12, S. 575 - 577
- [271] Hesse, A.; Leers, K.-J.; Sieweke, W.: Experimental method for the determination of mechanical data of silica brick-mortar- compound. Proceedings of UNITECR '91 (2. Unified International Technical Conference on Refractories), Aachen, 23.09.-26.09.1991 (1991), S. 463 - 467
- [272] Nonnet, E.; Lequeux, N.; Boch, P.: Elastic properties of high alumina cement castables from room temperature to 1600 °C. Journal of the European Ceramic Society, 19. Jg. (1999), Heft Nr. 8, S. 1575 - 1583
- [273] Häwecker, M.: Zum Einfluß der Mischungszusammensetzung auf die Feuerbetoneigenschaften. Silikatechnik, 36. Jg. (1985), Heft Nr.7, S. 218 - 220
- [274] Braun, M.; Majdic, A.: Heißeigenschaften ungeformter feuerfester Erzeugnisse. Keramische Zeitschrift, 32. Jg. (1980), Heft Nr. 9, S. 484 - 494
- [275] Brunk, F.; Spitz, J.: Experience with coke oven wall repairs using low thermal expansion silica brick material. Coke Making International, 11. Jg (1998), Heft Nr. 2, S. 74 - 76
- [276] Höer, H.; Haase, T.: Die Entwicklung der Festigkeit von ungebrannten und gebrannten Silikasteinen mit der Temperatur. Silikatechnik, 17. Jg. (1966), Heft Nr. 6, S. 176 - 180 (ISSN 0037-5233)

- [277] Koltermann, M.: Energieeinsparung durch Einsatz ungebrannter feuerfester Baustoffe. Abschlußbericht des Forschungsvorhabens der Europäischen Gemeinschaft für Kohle und Stahl; Dok.-Nr. 7210-CE-101; Dortmund 1986
- [278] Konopicky, K.: Erfahrungen zur Bestimmung des Erweichungsverhaltens in Abhängigkeit von Temperatur und Belastung und die Ermittlung weiterer Heißeigenschaften. Tonind.-Ztg., 91. Jg. (1967), Heft Nr. 10, S. 418 - 424
- [279] Hennicke, H. W.; Breme, V.; Sarlak, A.-R.: Zum Einfluß der Zusammensetzung baukeramischer Steinzeugmassen auf deren bildsame Verformbarkeit. cfi (ceramic forum international) / Berichte der DKG, 57. Jg. (1980), Heft Nr. 6-8, S. 135 - 139
- [280] Junge, K.; Spitzner, M.-H.: Anisotropie der Wärmeleitung in Ziegelscherben. ZI International (Zeitschrift für die Ziegel-, Baukeramik-, Feuerfest- und Steinzeug-Industrie), 53. Jg. (2000), Heft Nr. 10, S. 94 - 96
- [281] Eckhoff, P.; Schwiete, H. E.: Untersuchungen über den Einfluß der Textur und der Ofenatmosphäre auf die Wärmeleitfähigkeit von Schamottesteinen bei hohen Temperaturen. Sprechsaal, 93. Jg. (1960), Heft Nr. 19, S. 506 - 512, Heft Nr. 20, S. 539 - 542, Heft Nr. 21, S. 557 - 561
- [282] Späth, W.: Zum mechanisch-thermischen Verhalten feuerfester Stoffe. I. Physikalische Grunderscheinungen. Berichte der DKG, 38. Jg. (1961), Heft Nr. 8, S. 351 - 356
- [283] Späth, W.: Zum mechanisch-thermischen Verhalten feuerfester Stoffe. II. Formänderung unter konstanter Last bei steigender Temperatur. Berichte der DKG, 38. Jg. (1961), Heft Nr. 10, S. 451 - 457
- [284] Späth, W.: Zur Temperaturwechselbeständigkeit feuerfester Stoffe. Radex-Rundschau, 16. Jg. (1961), Heft Nr. 5, S. 673 - 687
- [285] Brunk, F.: Kornaufbau und Temperaturwechselbeständigkeit bei trockengepreßten Schamottesteinen. Clausthal, Techn. Univ., Diss., 1992
- [286] Schupe, W.; Jeschar, R.: Vereinfachte Berechnung des Strahlungswärmeübergangs in Industrieöfen und Vergleich mit Messungen in einer Versuchsbrennkammer. GWI (Gaswärme international), 24. Jg. (1975), Heft Nr. 2, S. 64 - 75
- [287] Macherauch, E.; Löhe, D.: Grundlagen der Wärmebehandlung. Handbuch der Fertigungstechnik, Band 4/2, Herausgeber: G. Spur, Carl-Hanser-Verlag, München, Wien, 1987, S. 592 - 599
- [288] Meyer, G.; Schiffner, E.: Technische Thermodynamik. Fachbuchverlag, Leipzig, 4. Auflage 1989, ISBN 3-343-00221-6
- [289] Cerbe, G.; Hoffmann, H.-J. : Einführung in die Wärmelehre. Hanser-Verlag, 9. Aufl., München 1990, ISBN 3-446-15952-5
- [290] Jeschar, R.; Specht, E.; Bittner, H.-G.: Wärmebehandlungsanlagen und -öfen. Handbuch der Fertigungstechnik, Band 4/2, Herausgeber: G. Spur, Carl-Hanser-Verlag, München, Wien, 1987, S. 649 - 714
- [291] Merker, G. P.: Konvektive Wärmeübertragung. Springer-Verlag, Berlin 1987, ISBN 0-387-16995-4

- [292] Jeschar, R.; Pels Leusden, C. O.: Der konvektive Wärmeübergang an Steingittern im Lichte der Ähnlichkeitslehre. Archiv für das Eisenhüttenwesen, 32. Jg. (1961), Heft Nr. 6, S. 361 - 368
- [293] Schack, A.: Der industrielle Wärmeübergang. Verlag Stahleisen, 7. Aufl., Düsseldorf 1969
- [294] Wilden, S.: Industrieöfen für Leicht- und Schwermetallwalzwerke - Stand der Technik und Zukunftstendenzen. GWI (Gaswärme international), 25. Jg. (1976), Heft Nr. 4, S. 176 - 185
- [295] Eggers, R.; Jeschar, R.; Scholz, R.: Modelluntersuchungen über die Strömungsverteilung und den konvektiven Wärmeübergang in Muffelöfen unter besonderer Berücksichtigung von Querströmungen. GWI (Gaswärme international), 25. Jg. (1976), Heft Nr. 5, S. 260 - 266
- [296] Bergholz, A.; Ferber, C.: Bedeutung der Strömungstechnik für die Trocknung keramischer Produkte. Keramische Zeitschrift, 44. Jg. (1992), Heft Nr. 2, S. 88 - 92
- [297] Wilde, K.: Wärme- und Stoffübergang in Strömungen. Band 1. Steinkopff-Verlag, 2. Aufl., Darmstadt 1978, ISBN 3-7985-0496-2
- [298] Bittner, H.-G.; Specht, E.: Kriterien zur Beurteilung von Industrieöfen in der keramischen Industrie. cfi (ceramic forum international) / Berichte der DKG, 67. Jg. (1990), Heft Nr. 11, S. 503 - 508
- [299] Maaß, R.: Konvektiver Wärmeübergang in Wärmebehandlungsöfen der Buntmetall- und Stahlindustrie. GWI (Gaswärme international), 44. Jg. (1995), Heft Nr. 12, S. 589 - 595
- [300] Heilos, A.; Leuckel, W.; Bittner, H.-G.: Ermittlung der Temperaturverteilung und Vorausberechnung der thermischen NO-Bildung in Rollenöfen. Keramische Zeitschrift, 46. Jg. (1994), Heft Nr. 8, S. 542 - 546
- [301] Kramer, C.; Mühlbauer, A.: Praxishandbuch Thermoprozess-Technik. Band I: Grundlagen und Verfahren. Vulkan-Verlag, Essen 2002, ISBN 3-8027-2922-6
- [302] Kohlgrüber, K.: Formeln zur Berechnung des Emissionsgrades von CO₂- und H₂O-Gasstrahlung bei Industrieöfen, Brennkammern und Wärmeaustauschern. GWI (Gaswärme international), 35. Jg. (1986), Heft Nr. 8, S. 412 - 417
- [303] Elgeti, K.: Ein neues Verfahren zur Berechnung des Strahlungsaustausches zwischen einem Gas und einer grauen Wand. BWK (Brennstoff Wärme Kraft), 14. Jg. (1962), Heft Nr. 1, S. 1 - 6
- [304] Kostowski, E.; Jeschar, R.; Alt, R.: Wärmestrahlung in Industrieöfen. TU Clausthal, Institut für Energieverfahrenstechnik und Brennstofftechnik, März 1997
- [305] LOI Thermprocess: Taschenbuch für Thermprocess-Technik. Vulkan-Verlag, Essen, 5. Auflage, 1999; ISBN 3-8027-2901-3
- [306] Senkara, T.: Wärmetechnische Rechnungen für gas- und ölbeheizte Wärmeöfen. Vulkan-Verlag, Essen, 1977

- [307] Yasufumi, K.: The basic theory of Finite Element Method. Taikabutsu Overseas, 12. Jg. (1992), Heft Nr. 4, S. 3 - 13
- [308] Knothe, K.; Wessels, H.: Finite Elemente : eine Einführung für Ingenieure. Springer-Verl., 3. Aufl., Berlin 1999, ISBN 3-540-64491-1
- [309] Betten, J.: Finite Elemente für Ingenieure 1: Grundlagen, Matrixmethoden, elastisches Kontinuum. Springer-Verl., Berlin 1997, ISBN 3-540-63239-5
- [310] Betten, J.: Finite Elemente für Ingenieure 2: Variationsrechnung, Energiemethoden, Näherungsverfahren, Nichtlinearitäten. Springer-Verl., Berlin 1998, ISBN 3-540-63240-9
- [311] Betten, J.: Kontinuumsmechanik : Elasto-, Plasto- und Kriechmechanik. Springer-Verlag, Berlin 1993, ISBN 3-540-56646-5
- [312] Ismar, H.; Mahrenholtz, O.: Technische Plastomechanik. Vieweg-Verlag, Braunschweig 1979, ISBN 3-528-08408-1
- [313] Parkus, H.: Mechanik der festen Körper. Springer-Verlag, Wien 1981, 2. Auflage, ISBN 3-211-80777-2
- [314] Kaliszky, S.: Plastizitätslehre. VDI-Verlag, Düsseldorf, 1984, ISBN 3-18-400447-3
- [315] Lexikon der Physik, CD-ROMs: Lexikon der Physik, Band 3: Hauptspannung. Spektrum Akademischer Verlag, Heidelberg 1998-2000, ISBN 3-8274-0515-7
- [316] Gross, D.; Schnell, W.; Ehlers, W.; Wriggers, P.: Formeln und Aufgaben zur technischen Mechanik, Band 2: Elastostatik, Hydrostatik. Springer-Verlag, 5. Aufl., Berlin 1998; ISBN 3-540-63984-5
- [317] Kessel, S.: Mechanik-Skripten Maschinenbau: Spannungszustand. Universität Dortmund, Lehrstuhl für Mechanik, 02.04.2001, <http://www.mech.mb.uni-dortmund.de/mechanik/Service.html>
- [318] Göldner, H.: Lehrbuch Höhere Festigkeitslehre, Band 1: Grundlagen der Elastizitätstheorie. Fachbuchverlag, Leipzig, 1991, ISBN 3-343-00495-2
- [319] Verein Deutscher Eisenhüttenleute: Jahrbuch Stahl 1998. Verlag Stahleisen, Düsseldorf 1997
- [320] Kußmaul, K.; Lauf, S.; Turan, K.; Helm, J.; Stumpfrock, L.: Bruchwahrscheinlichkeitsberechnungen an keramischen Komponenten unter Anwendung von FE-Postprozessoren und Vergleich mit dem Experiment. VDI-Berichte, Band 1036 (1993), S. 37 - 51
- [321] Lindner, H. A.; Thoma, H.-J.: Die Festigkeit von Bauteilen aus Hochleistungskeramik unter mehrachsiger Belastung. Deutsche Keramische Gesellschaft / Deutsche Gesellschaft für Materialkunde, Symposium "Mechanische Eigenschaften keramischer Konstruktionswerkstoffe" (15. - 16.9.1992), Oberursel 1993, S. 55 - 60
- [322] Lindner, H. A.: Die Festigkeit keramischer Bauteile unter mehrachsiger Belastung. Vergleich der Festigkeiten von Vierpunktbiegeproben und Doppelringproben in Theorie und Experiment. cfi (ceramic forum international) / Berichte der DKG, 69. Jg. (1992), Heft Nr. 9, S. 360 - 365

- [323] Thies, M.; Lenz, J.; Schweizerhof, K.: Kopplung von Experiment und Numerik: Wärmespannungen in metallkeramischen Zahnkronen. Infoplaner 1/2001, CADFEM, München 2001
- [324] Kraft, T.; Riedel, H.; Raether, F.; Becker, F.: Simulation des Brennprozesses bei der Herstellung von Gebrauchskeramik. Keramische Zeitschrift, 54. Jg. (2002), Heft Nr. 5, S. 374 - 381
- [325] Remmey, G. B. Jr.: Firing ceramics. (Advanced Series in Ceramics - Vol. 2). World Scientific Publishing Co. Pte. Ltd., Singapore, 1994; ISBN 981-02-1678-5
- [326] Krischer, O.: Die wissenschaftlichen Grundlagen der Trocknungstechnik. Springer-Verlag, 3. Auflage, Berlin 1978, ISBN 3-540-08280-8
- [327] Scholz, R.; Gardeik, H. O.: Kopplung von Wärmeübertragung und Stofftransport in der Trocknungstechnik. Vorlesungsskript, TU Clausthal, 1977
- [328] Thoma, K.: Neue Entwicklungen und Perspektiven in der Trocknungstechnik. ZI International, 45. Jg. (1992), Teil 1: Heft Nr. 1, S. 23 - 30, Teil 2: Heft Nr. 2, S. 79 - 84
- [329] Thoma, K.: Effiziente Trockneraktivierung - Beispiele aus der Praxis. ZI (Ziegelindustrie international), 52. Jg. (1999), Heft Nr. 5, S. 40 - 50
- [330] Routschka, G.: Trocknen und Tempern von feuerfesten Fertigbauteilen mit Mikrowellen- und Hochfrequenztechnik. Keramische Zeitschrift, 45. Jg. (1993), Heft Nr. 9, S. 525, 526, 528 - 530
- [331] Technologie-Forum des cfi: Mipro GmbH: Die industrielle Mikrowellentrocknung hat den Durchbruch geschafft. cfi (ceramic forum international) / Berichte der DKG, 72. Jg. (1995), Heft Nr. 5, S. 228 - 229
- [332] Schnabel, M., Hänsel, S.: Mikrowellenbestrahlung feuerfester Steine. 1. Grundlagen der Technologie. Keramische Zeitschrift, 42. Jg. (1990), Heft Nr.10, S. 739 - 742
- [333] Schnabel, M., Hänsel, S.: Mikrowellenbestrahlung feuerfester Steine. 2. Versuche und Resultate. Keramische Zeitschrift, 43. Jg. (1991), Heft Nr.1, S. 14 - 18
- [334] Schnabel, M., Hänsel, S.: Mikrowellenbestrahlung feuerfester Steine. 3. Folgerungen für die Praxis. Keramische Zeitschrift, 43. Jg. (1991), Heft Nr. 8, S. 547 - 552
- [335] Siefke, C.: Mikrowellentrocknung von keramischen Platten und Folien. cfi (ceramic forum international) / Berichte der DKG, 70. Jg. (1993), Heft Nr. 10, S. 529 - 536
- [336] Freed, B. A.: Mikrowellentrocknung von Gießware: Vom Labor in die Fabrikation. Keramische Zeitschrift, 42. Jg. (1990), Heft Nr.10, S. 743 - 744
- [337] König, R.: Konvektive Schnellrocknung von Hintermauerziegeln. ZI (Ziegelindustrie international), 48. Jg. (1995), Heft Nr. 11, S. 860 - 866
- [338] Märkert, J.; Diedel, R.: Mikrowellentrocknung in der Dachziegelindustrie. ZI (Ziegelindustrie international), 44. Jg. (1991), Heft Nr. 8, S. 407 - 412
- [339] Routschka, G.; Baulig, A.: Mikrowellentrocknung von Probekörpern aus ungeformten feuerfesten Erzeugnissen. Keramische Zeitschrift, 42. Jg. (1990), Heft Nr. 1, S. 7 - 12

- [340] Schnabel, M., Hänsel, S.; Rave, O.: Mikrowellen-Technologie bei der Herstellung feuerfester Steine. cfi (ceramic forum international) / Berichte der DKG, 67. Jg. (1990), Heft Nr. 5, S. 207 - 212
- [341] Leisenberg, W.: Wege zur effizienten Nutzung von Energie; 1. Teil: Energieoptimierte Fahrweise von Trocknern. ZI (Ziegelindustrie international), 51. Jg. (1998), Heft 7, S. 434 - 440
- [342] Bender, W.: Schnelltrocknung auf dem Prüfstand. ZI (Ziegelindustrie international), 51. Jg. (1998), Heft Nr. 8, S. 489 - 495
- [343] Denissen, J. A. M.; Velthuis, J. F. M.: Energiewirksames Trocknen. Teil 1: Der energetische Wirkungsgrad verschiedener Techniken der Konvektionstrocknung. ZI (Ziegelindustrie international), 51. Jg. (1998), Heft Nr. 9, S. 509 - 517
- [344] Denissen, J. A. M.; Velthuis, J. F. M.: Energiewirksames Trocknen; Teil 2: Dampftrocknung. ZI (Ziegelindustrie international), 51. Jg. (1998), Heft Nr. 9, S. 587 - 597
- [345] Irretier, O.; Erzmann, M.; Ritthaler, F.; Tietjen, F.: Mikrowellentrocknung im Kammerofen - Einblicke in eine neue Technologie. Keramische Zeitschrift, 51. Jg. (1999), Heft Nr. 3, S. 208 - 212
- [346] Chiari, B. v.; Hennicke, H. W.: Das Trocknungsverhalten plastischer keramischer Massen. I. Meßverfahren. Keramische Zeitschrift, 38. Jg. (1986), Heft Nr. 3, S. 119 - 122
- [347] Groß, C.: Erfahrungen beim industriellen Einsatz eines neuen Meßverfahrens zur Temperatur- und Trocknungsüberwachung von ungeformten feuerfesten Erzeugnissen. Aachen, RWTH, Diss., 1996
- [348] Schulle, W.: Ermittlung der effektiven Wärmeleitfähigkeit keramischer Werkstoffe. Keramische Zeitschrift, 46. Jg. (1994), Heft Nr. 12, S. 948, 950, 952 - 954
- [349] Schulle, W.: Über die Eignung der dynamischen Heizdrahtmethode zur Bestimmung der Wärmeleitfähigkeit von feuerfesten Baustoffen bei Raumtemperatur und bei höheren Temperaturen. Freiberg, Bergakademie, Diss., 1962
- [350] Krönert, W.: Vergleichende Beurteilung der Wärmeleitfähigkeitsdaten. Keramische Zeitschrift, 39. Jg. (1987), Heft Nr. 10, S. 691 - 694 und Heft Nr. 11, S. 773 - 779
- [351] Barth, G.; Gründler, H.; Staudte, W.: Wärmetechnische Eigenschaften von Faserdämmstoffen. 4. FOGI-Seminar: Wärmetechnische Eigenschaften von Ofenbaustoffen; 12. / 13. Nov. 1992, Holzhau / Sachsen
- [352] Barth, G.; Gründler, H.; Staudte, W.: Messung der Wärmeleitfähigkeit. 4. FOGI-Seminar: Wärmetechnische Eigenschaften von Ofenbaustoffen; 12. / 13. Nov. 1992, Holzhau / Sachsen
- [353] Koltermann, K.; Elstner, I.: Die Wärmeleitfähigkeit von Schamottesteinen. Berichte der DKG, 41. Jg. (1964), Heft Nr. 9, S. 509 - 511

- [354] Akiyoshi, M. M.; da Silva, A. P.; da Silva, M. G.; Pandolfelli, V. C.: Impact of thermal conductivity on refractories. American Ceramic Society Bulletin, 81. Jg. (2002), Heft Nr. 3, S. 39 - 43
- [355] Schulle, W.; Kutzendörfer, J.: Abhängigkeit der Wärmeleitfähigkeit und der Festigkeit vom mittleren Porendurchmesser bei Schamotteleichtsteinen. Silikatechnik, 39. Jg. (1988), Heft Nr. 1, S. 3 - 5
- [356] Walter, G.: Die Anforderungen des Ofenbauers an Ofenbaustoffe. 4. FOGI-Seminar: Wärmetechnische Eigenschaften von Ofenbaustoffen; 12. / 13. Nov. 1992, Holzhau / Sachsen
- [357] Walter, G. (Hrsg.): Arbeitsblätter wärmetechnische Berechnungen. TU Bergakademie Freiberg, 1995
- [358] Bergakademie Freiberg - Sektion Verfahrens- und Silikatechnik: Brennstofftechnische Arbeitsmappe. Energietechnik, 38. Jg. (1988), Heft Nr. 3 bis Energietechnik, 39. Jg. (1989), Heft Nr. 11
- [359] Bartels, J. et al: Landolt-Börnstein: Zahlenwerte und Funktionen aus Physik, Chemie, Astronomie, Geophysik und Technik. IV. Band: Technik; 2. Teil, S.175 ff.; Springer-Verlag, Berlin 1963
- [360] Richter, F.: Die wichtigsten physikalischen Eigenschaften von 52 Eisenwerkstoffen. Verlag Stahleisen, Düsseldorf, 1973
- [361] Munz, D.; Fett, T.: Mechanisches Verhalten keramischer Werkstoffe: Versagensablauf, Werkstoffauswahl, Dimensionierung. Springer-Verlag, Berlin 1989; ISBN 3-540-51508-9
- [362] Setaram: Hochtemperatur-Differenz-Scanning-Kalorimeter. Firmenschrift, Caluire (Frankreich) 2002
- [363] Netzsch Gerätebau GmbH: DSC 404 C Pegasus. Firmenschrift, Selb 2001
- [364] Linseis Messgeräte GmbH: Thermische Analyse DSC L 63/45. Firmenschrift, Selb 2001
- [365] Institut für Keramische Komponenten im Maschinenbau (IKKM) der RWTH Aachen: Bestimmung der Temperaturleitfähigkeit mit dem Laserflashverfahren; Bestimmung der Wärmekapazität mit der DSC (Differential Scanning Calorimeter). Internet-Seite: <http://www.rwth-aachen.de/ikkm/> (2003)
- [366] Konopicky, K.; Wohlleben, K.: Untersuchungen zum Gang des Torsionsmoduls von Schamottesteinen mit der Temperatur. Glastechnische Berichte, 33. Jg. (1960), Heft Nr. 10, S. 357 - 363
- [367] Routschka, G.; Hagemann, L.; Majdic, A.: Die Heißfestigkeit von feuerfesten Tonerdesilikatsteinen in Abhängigkeit vom Mineralaufbau und der thermischen Vorgeschichte. Sprechsaal, 109. Jg. (1976), Heft Nr. 4, S. 211 - 223
- [368] Iskander, G. R.; Hennicke, H. W.: Bestimmung der statischen und dynamischen Elastizitätsmoduli von Feuerfestmaterial mittels keramischer feuerfester Steine unter Zuhilfenahme der Dehnungsmeßstreifen. Sprechsaal, 110. Jg. (1977), S. 324 - 339

-
- [369] Herbst, U.; Hennicke, H. W.: Poissonzahlbestimmungen an handelsüblichen feuerfesten Steinen und dotierten MgO-haltigen Proben in Abhängigkeit von der Porosität. Tonindustrie-Zeitung, 99. Jg. (1975), Heft Nr. 5, S. 105 - 109
- [370] Honcamp, S.: Untersuchung von Wärmespannungen aufgrund instationärer Temperaturfelder in keramischen Bauteilen. Clausthal, Techn. Univ., Diss., 1992
- [371] Chang, W. S.; Knight, C. E.; Hasselman, D. P. H.; Mitchiner, R. G.: Analysis of Thermal Stress Failure of Segmented Thick-Walled Refractory Structures. Journal of the American Ceramic Society, 66. Jg. (1983), Heft Nr. 10, S. 708 - 713
- [372] Mitsui, H.; Hayashida, S.; Yamane, T. Oguschi, Y.; Kawakami, T.: Fully automatic test machine for hot modulus of rupture of refractories. Proceedings of UNITECR '91, Teil 2, Aachen, 23.09.-26.09.1991 (1991), S. 589 - 591