

**KERNFORSCHUNGSZENTRUM
KARLSRUHE**

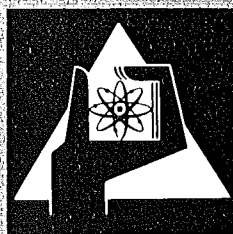
Oktober 1977

KFK 2395

Institut für Reaktorbauelemente
Projekt Nukleare Sicherheit

**Ein Modell zur Beschreibung der Wechselwirkung
einer Kernschmelze mit Beton**

H. Alsmeyer, L. Barleon, J. Koster
I. Michael, U. Müller, M. Reimann



**GESELLSCHAFT
FÜR
KERNFORSCHUNG M.B.H.**

KARLSRUHE

Als Manuskript vervielfältigt

Für diesen Bericht behalten wir uns alle Rechte vor

GESELLSCHAFT FÜR KERNFORSCHUNG M. B. H.
KARLSRUHE

KERNFORSCHUNGSZENTRUM KARLSRUHE

KFK 2395

Institut für Reaktorbauelemente

Projekt Nukleare Sicherheit

Ein Modell zur Beschreibung der Wechselwirkung
einer Kernschmelze mit Beton

H. Alsmeyer, L. Barleon, J. Koster
I. Michael, U. Müller und M. Reimann

Gesellschaft für Kernforschung mbH., Karlsruhe

Zusammenfassung

Beim hypothetischen Kernschmelzenunfall tritt die Kernschmelze mit dem Betonfundament des Sicherheitsbehälters in Wechselwirkung. Für diesen Vorgang wird ein theoretisches Modell entwickelt, das es erlaubt, die Abschmelzgeschwindigkeit des Betons in Abhängigkeit von der Temperatur der Kernschmelze zu berechnen. Die dem Modell zugrundeliegenden physikalischen Vorstellungen werden durch Modellexperimente erhärtet. Das Modell gilt unter den Voraussetzungen, daß der Volumenstrom der aus dem Beton freigesetzten gasförmigen Zersetzungsprodukte ausreicht, um zwischen Schmelze und Beton einen durchgehenden Gasfilm aufrecht zu erhalten und daß sich keine Krusten zwischen Schmelze und Beton ausbilden.

Von dem Gasfilm lösen sich Blasen ab, die die Kernschmelze durchströmen. Für den Fall daß die metallische Phase in Form einer homogenen Schicht vorliegt, wird ein Diffusionsmodell für die Oxidation des Stahl und die Reduktion des Wasserdampfes zu Wasserstoff formuliert.

A MODEL DESCRIBING THE INTERACTION OF A CORE MELT WITH CONCRETE.

Abstract

During a hypothetical core melt down accident, the core melt will interact with the concrete basement of the containment. For this process a theoretical model is derived describing the decomposition rate, which depends on the temperature of the core melt. The basic physical ideas have been confirmed by model experiments. The model is valid under the assumptions that the volume flux of the gaseous decomposition products is sufficient to maintain a continuous gas layer between melt and concrete and that no crusts are formed between melt and concrete.

From the gas film, bubbles are detached and flow through the core melt. For the case of a homogeneous metallic phase a diffusion model is formulated for the oxidation of steel and for the reduction of steam to hydrogen.

Inhalt

1. Einleitung	- 1 -
2. Übersicht über den Gesamtprozess	
2.1 Zusammensetzung von Kernschmelze und Beton	- 2 -
2.2 Beschreibung des gesamten Ablaufes der Wechselwirkung zwischen Kern- schmelze und Beton	- 6 -
2.3 Einschränkungen für das vorliegende Modell	- 11 -
3. Modell zur Beschreibung der thermischen Wechselwirkung zwischen Kernschmelze und Beton	
3.1 Modell für die Temperatúrausbreitung und die Zersetzung des Betons	- 12 -
3.2 Hydrodynamisches Modell für das Abströmen der gasförmigen Zersetzungsprodukte des Betons	- 16 -
3.3 Wärmeübertragung zwischen Kernschmelze und Beton	- 23 -
3.4 Stützung des Abschmelzmodells durch experimentelle Ergebnisse	- 25 -
4. Modell für die Reaktion von Wasserdampf mit der metallischen Phase der Kernschmelze	- 28 -
5. Zahlenbeispiele	
5.1 Wärmeströme und Abschmelzraten	- 37 -
5.2 Oxidation der Stahlschmelze	- 43 -
6. Schlußfolgerungen	- 47 -
Literatur	- 48 -

Formelzeichen

a	Laplace Konstante
A	Fläche
c	Spezifische Wärmekapazität
c_A	molare Konzentration
C	Konstante
D	Durchmesser
D_A	Diffusionskoeffizient
F	Blasenoberfläche
g	Erdbeschleunigung
Gr	Grashof-Zahl
h_d	spez. Umwandlungswärme
k	Wärmeleitfähigkeit
K	Gleichgewichtskonstante
m/A	Massenstromdichte
n	Stoffmengenstromdichte
N	Stoffmengenstrom
Nu	Nußelt-Zahl
p	Druck
Pr	Prandtl-Zahl
Q/A	Wärmestromdichte
r	Radius, Koordinate in Richtung der schmelzenden Oberfläche
Ste	Stefan-Zahl
T	Temperatur
u	Aufstiegsgeschwindigkeit der Blase
v	Geschwindigkeit in Richtung der abschmelzenden Oberfläche
V	Volumen
w	Geschwindigkeit senkrecht zur ab- schmelzenden Oberfläche
W	volumetrische Wärmequellldichte

x	Koordinate senkrecht zur Richtung der Blasenoberfläche
z	Koordinate senkrecht zur abschmelzenden Oberfläche
z	Koordinate in Richtung der Blasenoberfläche
δ	Filmdicke (Dampffilm, Diffusionsgrenzschicht)
ζ	Zersetzungsgeschwindigkeit des Betons
ϑ	Temperaturdifferenz
λ	Wellenlänge
μ	dynamische Viskosität
ρ	Dichte
σ	Oberflächenspannung
τ	Zeit
φ	Konstante
ϕ_{sch}	Strahlungszahl des Schwarzen Körpers
ψ	Gewichtsanteil

Indices

a	äußere Begrenzung einer Strömungszelle	
A	gasförmige Phase	} bei Oxidationsmodell
B	oxidische Phase	
C	metallische Mischphase	
b	Beton	
cond	Wärmeleitung	
d	Zersetzung	
eff	effektiv	
g	gasförmig	
G	Gesamt	
i	Index für Schicht in Beton	
i	innere Begrenzung des Gasfilms in einer Strömungszelle	
l	flüssig	
n	Anzahl der Schichten im Beton	
rad	Wärmestrahlung	
s	fest	

1. Einleitung

Bei einem Kühlmittelverluststörfall in einem Leichtwasserreaktor soll die Nachzerfallswärme durch die Kernnotkühlung abgeführt werden. Wird jedoch das hypothetische Versagen des Notkühl-systems postuliert, so würde der Reaktorkern abschmelzen. Nach bisher durchgeführten Untersuchungen /1/ würde eine sich am Boden des Druckbehälters ansammelnde Kernschmelze nach etwa 10 bis 20 Minuten den Druckbehälter durchschmelzen. Das geschmolzene Material fließt dann auf das Betonfundament des Sicherheitsbehälters und reagiert bei Temperaturen zwischen 2000 K und 3000 K mit der Unterlage aus Beton.

Im Hinblick auf das Versagen der Sicherheitshülle stellen sich drei zentrale Fragen:

1. Wie schnell dringt die geschmolzene Masse in den Beton ein ?
2. In welchem Maß wird bei der Wechselwirkung zwischen der Schmelze und dem Beton Gas freigesetzt ?
Speziell : Wieviel Wasserstoff entsteht bei der Oxidation des Stahls durch den aus dem Beton entweichenden Wasserdampf?
3. In welchem Maße werden aus der Schmelze Spaltprodukte abgegeben?

In der vorliegenden Abhandlung soll versucht werden, zu einer quantitativen Aussage in Bezug auf die ersten beiden Fragen zu kommen. Dabei wird angenommen, daß die Temperatur der Kernschmelze bekannt ist und als Parameter gehandhabt wird.

Den Schlüssel für eine modellmäßige Erfassung der komplizierten Vorgänge bildet die folgende Vorstellung: Durch die Wärmeeinwirkung des geschmolzenen Kernmaterials auf den Beton

werden große Volumenströme gasförmiger Zersetzungsprodukte aus dem Beton freigesetzt und gleichzeitig erschmilzt die vorwiegend aus Silikat bestehende Restmasse des Betons. Bezeichnend für die Situation ist das Volumenverhältnis von geschmolzenem Silikat zu Wasserdampf in der Größenordnung $1 : 10^3$. Wegen des hohen Gasstromes ist es wahrscheinlich, daß sich zwischen dem festen Untergrund aus Beton und der Kernschmelze ein Gasfilm ausbildet. Von diesem Gasfilm lösen sich Blasen ab, die in ihrem Nachlauf das erschmolzene Silikat in Form kleiner Tröpfchen mitreißen. Die in großer Menge aufsteigenden Gasblasen und flüssigen Silikatpartikel führen zu einem intensiven Mischungsprozeß und zu einem nahezu völligen Temperatenausgleich in der Kernschmelze.

In einem späteren Abschnitt werden Experimente beschrieben, die diese Modellvorstellungen erhärten werden. Es sei aber bereits hier darauf hingewiesen, daß bei dieser Auffassung der Wärmeübergangsmechanismus in erster Linie durch die gasförmige Phase gesteuert wird und daß die Naturkonvektion in den einzelnen Phasen nur eine untergeordnete Rolle spielt. Bei der Vielfalt der Einzelvorgänge, die den Wärme- und Stoffaustausch beeinflussen, ist es zweckmäßig, zunächst das Gesamtproblem mit allen möglichen Kopplungen und Wechselwirkungen zu skizzieren und eine Spezifizierung der Fragestellung unter Einführung vereinfachender, aber wohldefinierter Voraussetzungen vorzunehmen. Dies wird in den nächsten Abschnitten geschehen.

2. Übersicht über den Gesamtprozeß

2.1 Zusammensetzung von Kernschmelze und Beton

Kernschmelze besteht im wesentlichen aus Uran, aus dem vom Hüllrohrwerkstoff stammenden Zirkonium und aus Stahl der erschmolzenen Anteile der Einbauten und der Bewandung des Reaktordruckgefäßes. Eine derartige Kernschmelze wird mit Corium E bezeichnet; sie kann in verschiedenen Oxidationsstufen vorliegen /2,3/.

Bei Corium E X1 ist Sauerstoff nur in Spuren vorhanden und alle Bestandteile der Schmelze liegen einphasig in metallischer Form vor.

Corium E X2 besteht aus einer metallischen und einer oxidischen Phase, wobei Uran und Zirkonium vollständig oxidiert sind und Eisen, Chrom und Nickel in metallischer Form vorliegen. In Corium E X3 sind alle Bestandteile völlig oxidiert.

In der weiteren Betrachtung wird vorausgesetzt, daß die Kernschmelze nach Zerstörung des Reaktordruckgefäßes zweiphasig in Form von Corium E X2 vorliegt und daß die Spaltprodukte zunächst gleichmäßig verteilt in der oxidischen Phase enthalten sind. Die Zusammensetzung von Corium E X2 wird in Tabelle 1 angegeben.

Tabelle 1: Zusammensetzung von Corium E X2 nach /3/.

Phasen	Chemische Elemente	Zusammensetzung:	
		Gew.-%	At.-%
Oxidische Schmelze $T_s = 2\ 675\ K$ $\Psi_{\text{oxid}} = 53,2\ \text{Gew.-%}$	U	63,5	27
	Zr	20,7	23
	O ₂	15,8	50
Metallische Schmelze $T_s = 1\ 825\ K$ $\Psi_{\text{Metall}} = 46,8\ \text{Gew.-%}$	Fe	70,7	70
	Cr	18,7	20
	Ni	10,6	10

Das Segregationsverhalten der Kernschmelze ist noch weitgehend ungeklärt. Die möglichen Verteilungen werden in Bild 1 wiedergegeben. Da die Dichten der oxidischen und der metallischen Phase nicht sehr unterschiedlich sind /13/, kann der Stahl sowohl oben als auch unten eine geschlossene Schicht ausbilden (Bild 1a,b). Da jedoch die Oberflächenspannung der metallischen Phase wesentlich höher ist als die der oxidischen Phase, ist es auch denkbar, daß der Stahl in großen Tropfen in die oxidische Schmelze eingelagert ist (Bild 1c). Durch die Rührwirkung der aus dem Beton freigesetzten Wasserdampfblasen werden die großen Stahltropfen möglicherweise in kleinere Tropfen zerlegt (Bild 1d).

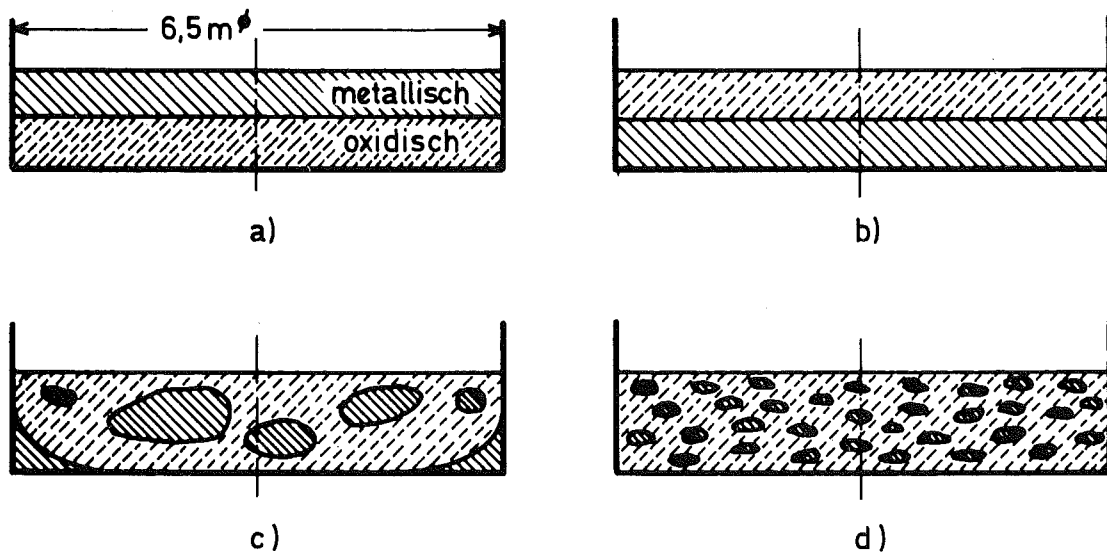


Bild 1: Mögliches Segregationsverhalten der Kernschmelze.

Beton ist ein Mischkörper, der überwiegend aus Kies, aus dem als Bindemittel wirkenden Zement, und aus Wasser aufgebaut ist. Dazu kommen bei Stahlbeton noch Bewehrungsanteile.

Der in der Bundesrepublik Deutschland für die untere Kalotte von Druckwasserreaktoren verwendete Stahlbeton BN 250 hat die in Tabelle 2 angegebene Zusammensetzung. Die Kornfraktionen des Kieses werden in Tabelle 3 wiedergegeben /4/.

Tabelle 2: Zusammensetzung von Beton in Gewichtsprozenten

Zement	11 %
Kies	73 %
Wasser	5 %
Stahl (Bewehrung)	11 %

Tabelle 3: Kornfraktionen des Kiessandes

0 - 8 mm	38 %
8 -16 mm	32 %
16 -32 mm	30 %

Die angegebenen Werte stellen lediglich Durchschnittswerte dar. Im einzelnen werden die oxidischen Anteile im Zement wie auch die Kornfraktionen durch die der Baustelle nächstgelegenen Fundorte mitbestimmt. Bei ausländischen Kernkraftwerken werden teilweise völlig andere Betone, z.B. mit Kalksteinbasis verwendet.

Zement ist ein oxidisches Vielstoffsystem mit mindestens sieben Komponenten, dessen Festigkeit durch Hydratation bewirkt wird. Das im Zement vorhandene Wasser existiert in drei Zustandsformen, denen jeweils ein bestimmter Wasserzementwert (W/Z-Wert) entspricht:

1. In Kapillaren und Strukturporen eingelagertes Wasser mit einem W/Z-Wert von 20 Gew.-%.
2. Physikalisch durch Adsorption in molekularem Zustand gebundenes Wasser mit einem W/Z-Wert von 15 Gew.-%.
3. Chemisch vorwiegend im Calciumhydroxid gebundenes Wasser mit einem W/Z-Wert von 25 Gew.-%.

Die physikalisch und chemisch gebundenen Anteile von Wasser im Zement betragen danach 40 Gew.-%. Diese Wassermenge ist zum Abbinden des Zements unbedingt nötig, der zugehörige W/Z-Wert wird als "idealer" Wasserzementwert bezeichnet.

Bei Wärmebelastung des Betons /5/ entweicht zunächst bei etwa 100°C das eingelagerte, ungebundene Wasser. Bis 200°C läßt sich das physikalisch gebundene Wasser austreiben. Die Dehydratisierung des chemisch gebundenen Wasseranteils verlangt dagegen Temperaturen von 700°C bis 900°C. Neben der Wasserfreisetzung erfolgt bei quarzhaltigem Beton bei 573°C eine mit Materialdilatation verbundene Phasenumwandlung. Bei Beton mit Kalksteinzuschlägen entweicht im Temperaturbereich von 600°C bis 900°C zusätzlich Kohlendioxid, das beim Zerfall von Calciumkarbonat entsteht.

Alle diese Entwässerungs-, Dehydratations- und Gasfreisetzungsprozesse sind mit weitgehender Änderung der Ausgangsfestigkeit des Betons verbunden. Thermoschockwirkungen können zum Abplatzen von Betonstücken von der wärmebelasteten Oberfläche führen.

2.2 Beschreibung des gesamten Ablaufs der Wechselwirkung zwischen Kernschmelze und Beton -----

Es wird versucht, den gesamten Ablauf der Wechselwirkung einer Kernschmelze mit silikatischem Beton zu erfassen, alle relevanten Effekte und ihre Verknüpfungen aufzuzeigen und in einem Fluß-

diagramm (Bild 2) darzustellen.

Zum Zeitpunkt $\tau = 0$ liege die heiße Kernschmelze bei einer Temperatur um 2500 K auf dem Betonboden unter dem durchgeschmolzenen Druckbehälter über die gesamte zur Verfügung stehende Fläche verteilt. Es wird der Einfachheit halber vorausgesetzt, daß die Zerfallwärme zu 100 % in der oxidischen Schmelze freigesetzt wird und dort eine Volumenquellstärke W_{KO} erzeugt. Ferner wird, wenn die Betonzersetzung in Gang gekommen ist, durch die exotherm verlaufende Reaktion des Wasserdampfes aus dem Beton mit der Stahlschmelze Wärme frei, die in der Stahlschicht zu einer Volumenquellstärke W_E führt.

Die Temperatur in der Kernschmelze stellt sich nach Maßgabe einer Energiebilanz zwischen erzeugter und abgeführter Wärme ein. Zu einem festgehaltenen Zeitpunkt τ gelten die folgenden Modellvorstellungen:

- Die in der Kernschmelze freigesetzte Wärme wird im wesentlichen in zwei Hauptwärmeströmen abgeführt. Nach unten und zu den seitlichen Rändern wird die Wärme durch Leitung und Strahlung durch den zwischen Beton und Schmelze gebildeten Dampffilm transportiert. Diese Wärme führt zur Aufheizung, zur Gas- und Wasserfreisetzung und schließlich zum Abschmelzen des Betons. Dabei ist der abwärts gerichtete Wärmestrom stark von der freigesetzten Dampfmenge und damit vom Wassergehalt des Betons sowie von den Strahlungseigenschaften der Kernschmelze und des abschmelzenden Silikats abhängig. Nach oben wird die Wärme vorwiegend durch Strahlung an die Wände des Sicherheitsbehälters abgegeben.
- Der in den Beton eindringende Wärmestrom verursacht Abschmelzen der Silikate, Gas- und Wasserfreisetzung und Aufheizung des Betons. Dabei wird in einer Anlaufphase ein Temperaturprofil im Beton aufgebaut. Ist die Schmelztemperatur der Silikate an der Oberfläche erreicht, so wird das Schmelzgut kontinuierlich entfernt. Im eingelaufenen quasistationären

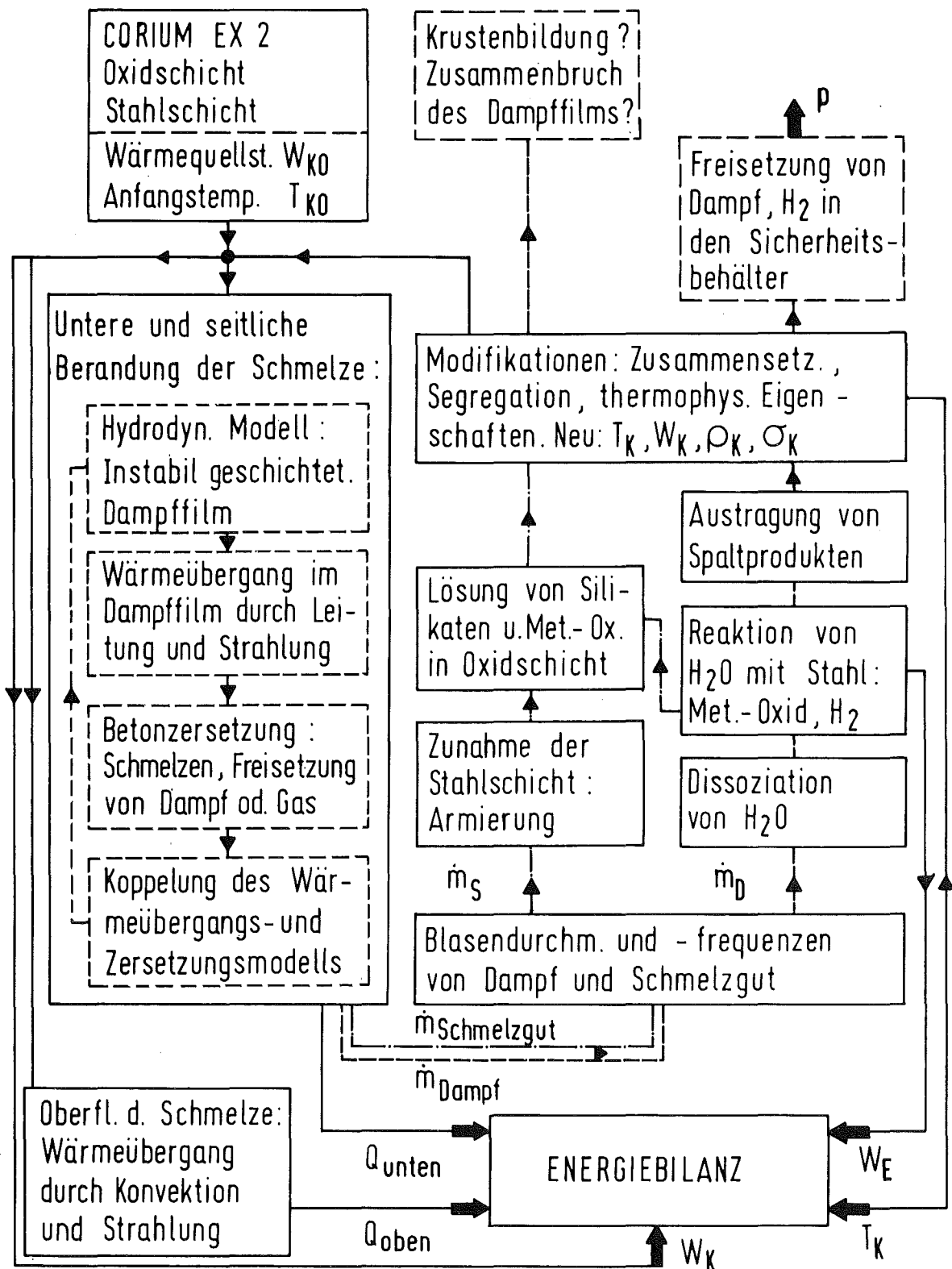


Bild 2: Flußdiagramm zur Beschreibung der Wechselwirkung einer Kernschmelze mit Beton.

Zustand bewegt sich die Schmelzfront mit konstanter Geschwindigkeit nach unten. Die Wasser- und Gasfreisetzungszonen laufen dann in festen Abständen voraus.

- Der überhitzte Dampf bildet zwischen Betonoberfläche und Kernschmelze einen Dampffilm. Aus diesem lösen sich Dampfblasen ab. Die Dampfblasen durchströmen die Kernschmelze, wobei sie eine heftige Rührwirkung verursachen. Im Nachlauf der sich ablösenden Dampfblasen wird das erschmolzene Silikat in Form kleiner Tröpfchen mitgerissen.
- Die erschmolzene Stahlarmerung des Betons wird wahrscheinlich unmittelbar vom freigesetzten Wasserdampf unter Bildung von Wasserstoff und Wärmefreisetzung oxidiert.
- Beim Durchströmen der Blasen durch die oxidische und die metallische Schmelze wird der restliche Wasserdampf infolge der hohen Temperaturen teilweise dissoziieren sowie mit der metallischen Phase der Kernschmelze unter weiterer Bildung von H_2 chemisch reagieren. Damit ist ebenfalls Wärmefreisetzung verbunden.
- Der Wasserdampf, die Dissoziations- und Spaltprodukte und der gebildete Wasserstoff treten aus der Schmelze aus. Die mit der metallischen Phase gebildeten Oxidationsprodukte (z.B. FeO) sind wahrscheinlich in der oxidischen Phase der Kernschmelze löslich.
- Die in die Schmelze eingetragenen Silikattröpfchen gehen in der oxidischen Phase teilweise in Lösung. Dieser Vorgang wird durch die turbulente Bewegung des Schmelzbades begünstigt.

Durch diese Vorgänge können bei Betrachtung längerer Zeiträume die folgenden Änderungen des Gesamtsystems bewirkt werden:

- Die freigesetzte Wasserdampfmenge ist vom Wassergehalt des Betons und vom abwärts gerichteten Wärmestrom abhängig. Über die Dampffilmdicke und den Rühreffekt der Dampfblasen, die ihrerseits den Wärmestrom stark beeinflussen, besteht eine starke Rückkopplung zwischen erzeugter Dampfmenge und verbrauchter Wärme.
- Durch Lösen des spezifisch leichteren Silikats und der Eisenoxide werden Zusammensetzung, Dichte sowie alle anderen thermischen Eigenschaften der oxidischen Phase verändert. Der Erstarrungspunkt der Lösung wird stark abgesenkt /6/.
- Je nachdem, wie das Aufoxidieren der Stahlschmelze und die Lösung des dabei gebildeten Oxids in der oxidischen Kernschmelze und Lösung der Silikatschmelze in der oxidischen Kernschmelze zeitlich ablaufen, kann es zur Umschichtung der noch vorhandenen metallischen Phase und der oxidischen Phase der Kernschmelze kommen. Durch die Rührwirkung der Dampfblasen kann das Segregationsverhalten der Kernschmelze ebenfalls beeinflusst werden.
- Durch die thermischen und stofflichen Änderungen der Kernschmelze werden Strahlungseigenschaften verändert und damit die Energiebilanz beeinflusst.
- Die freigesetzten Gas- und Dampfmenen verändern den Druck im Sicherheitsbehälter.
- Durch den Gas- und Dampfstrom werden Spaltprodukte aus der Kernschmelze ausgetragen, was zu einer Verminderung der Wärmequellstärke W_K führt.

Alle genannten Vorgänge beeinflussen die Energie- und Stoffbilanzen des Gesamtsystems. Aus der Energiebilanz folgt die Aufteilung der Wärmeströme nach oben und unten und das Einstellen der Temperatur der Kernschmelze. Der beschriebene

Ablauf kann durch die folgenden Vorgänge grundlegend verändert werden:

- Reicht die erzeugte Dampfmenge nicht mehr zur Bildung eines durchgehenden Dampffilms aus, so tritt die Kernschmelze in direkten Kontakt mit dem Beton. Für den Wärmeübergang zwischen Kernschmelze und Beton müßten dann andere Modellvorstellungen entwickelt werden, die in etwa dem Übergang vom Filmsieden zum Blasensieden entsprechen.
- Beim Einsetzen von Erstarrungsvorgängen (Krustenbildung) an der dem Beton zugewandten Unterseite der Kernschmelze müssen neuartige Modellvorstellungen für den Wärmeübergang entwickelt werden.

2.3 Einschränkungen für das vorliegende Modell

Zunächst soll das Ziel verfolgt werden,

- das Eindringen der Schmelzfront und der Gas- und Wasserfreisetzungsfrenten in den Beton
- die Strömung des hierbei gebildeten Wasserdampfes und
- die Bildung von Wasserstoff aus dem Wasserdampf beim Durchströmen der heißen oxidischen und metallischen Kernschmelze

modellmäßig zu erfassen. Die Wasserstofffreisetzung ist in der Sicherheitsdiskussion von besonderer Bedeutung.

Zu diesem Zeitpunkt soll noch nicht versucht werden, globale Energie- und Stoffbilanzen aufzustellen und damit den zeitlichen Ablauf der Wechselwirkung zwischen Kernschmelze und Beton zu beschreiben. Es wird zunächst vorausgesetzt, daß die Temperatur der Kernschmelze bekannt ist und dem System aufgeprägt wird. Es sollen Abschmelzraten, Wärmeflüsse und Wasserstoff-Freisetzungsraten in Abhängigkeit von der Temperatur der Kernschmelze berechnet

werden. In den nächsten Abschnitten werden die zu diesen Berechnungen erforderlichen Modelle mit den notwendigen Vereinfachungen und Voraussetzungen angegeben.

3. Modell zur Beschreibung der thermischen Wechselwirkung zwischen Kernschmelze und Beton

3.1 Modell für die Temperatúrausbreitung und die Zersetzung des Betons

Bei der Formulierung eines Modells für die Zersetzung des Betons wird vorausgesetzt, daß ein hoher Wärmestrom auf die Betonoberfläche aufgeprägt wird. Daraus folgt, daß wegen der geringen Temperaturleitfähigkeit des Betons die Eindringtiefe der Temperatur relativ gering ist, woraus die folgenden Konsequenzen gezogen werden können:

- Der Abschmelzvorgang verläuft eindimensional, dabei wird der Beton als unendlicher Halbraum aufgefaßt.
- Der Aufbau des Temperaturprofils erfordert eine kurze Zeitspanne in der Größenordnung einiger Sekunden und wird in dieser Betrachtung vernachlässigt. Der Abschmelzvorgang wird als eingelaufen betrachtet und daher als quasistationärer Vorgang behandelt.
- An der Oberfläche des Betons wird das Material nur durch Abschmelzen abgetragen, wobei das Schmelzgut kontinuierlich entfernt wird. Abplatzen fester Bestandteile bleibt unberücksichtigt.
- Die Wasserfreisetzung und die Gasentwicklung im Beton erfolge stufenweise bei definierten Freisetzungstemperaturen. Es wird angenommen, daß die dadurch entstehenden Hohlraumvolumina gleich dem Gewichtsanteil der freigesetzten Gase und Dämpfe sind:

$$V_g = \Psi V \quad (3.1)$$

$$V_s = (1 - \Psi) V.$$

Das Modell für die Zersetzung des Betons wird allgemein für n beliebige Schichten entwickelt, wobei an den Grenzen zwischen den Schichten durch chemische oder physikalische Umwandlungsprozesse Wärme verbraucht wird. Für die durch den Index i charakterisierte Schicht gilt die Energiegleichung für den Feststoff

$$\rho_{si} c_{si} \frac{\partial T_i}{\partial \tau} = k_{si} \frac{\partial^2 T_i}{\partial \bar{z}^2} - W_{si} \quad (3.2)$$

und die Energiegleichung für den im Porenraum des Betons mit der mittleren Geschwindigkeit w_i strömenden Dampf

$$\rho_{gi} c_{pgi} \left(\frac{\partial T_i}{\partial \tau} + w_i \frac{\partial T_i}{\partial \bar{z}} \right) = k_{gi} \frac{\partial^2 T_i}{\partial \bar{z}^2} + W_{gi} \quad (3.3)$$

Es wird angenommen, daß die Kopplung der beiden Energiegleichungen über einen Quellterm im Dampf W_{gi} und einem Senkenterm im Feststoff W_{si} erfolgt, wobei

$$W_{si} V_{si} = W_{gi} V_{gi} \quad (3.4)$$

oder

$$(1 - (\sum \Psi)_i) W_{si} = (\sum \Psi)_i W_{gi}$$

mit der Abkürzung

$$(\sum \Psi)_i = \sum_{k=n}^i \Psi_k \quad (3.5)$$

gilt. Läßt man das Koordinatensystem mit der Abschmelzfront unter der Voraussetzung konstanter Abschmelzgeschwindigkeit mitwandern, so folgt für die Geschwindigkeit des freigesetzten Dampfes

$$w_i = - \frac{(\sum \psi)_i \rho_c \zeta}{\rho_{gi}} \quad (3.6)$$

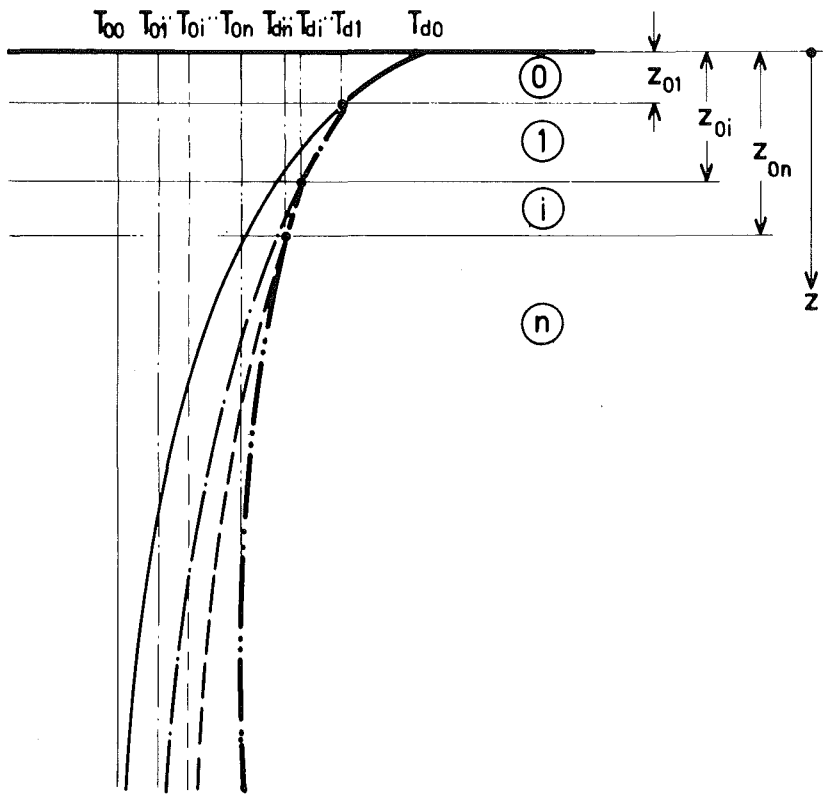


Bild 3: Bezeichnungen für den Abschmelzvorgang.

Die quasistationäre Energiegleichung lautet mit den Bezeichnungen von Bild 3

$$\zeta (\rho c)_{\text{effi}} \frac{dT_i}{dz} = k_{\text{effi}} \frac{d^2 T_i}{dz^2} \quad (3.7)$$

mit $(\rho c)_{\text{eff}i} = \left[(\sum \psi)_i \rho_{gi} c_{pgi} \left(1 - \frac{\rho_{si}}{\rho_{gi}} (\sum \psi)_i\right) + (1 - (\sum \psi)_i) \rho_{si} c_{si} \right]$ (3.8)

und $k_{\text{eff}i} = (\sum \psi)_i k_{gi} + (1 - (\sum \psi)_i) k_{si}$. (3.9)

Sie gilt im Bereich $z_{oi} \leq z \leq z_{oi+1}$ mit den Temperaturbedingungen

$$z = 0: \vartheta_0 = T_{do} - T_{oo}; \quad (3.10)$$

$$z = z_{oi}: \vartheta_{i-1} = T_{di} - T_{oi-1}; \quad (3.11)$$

$$z = z_{oi}: \vartheta_i = T_{di} - T_{oi}; \quad (3.12)$$

$$z \rightarrow \infty: \vartheta_n = 0 \quad (3.13)$$

und mit den aus Energiebilanzen folgende Randbedingungen

$$z = 0: (1 - (\sum \psi)_o) \rho_b \zeta h_{do} = Q/A + k_{\text{eff}o} \left(\frac{\partial T_o}{\partial z} \right)_{z=0}, \quad (3.14)$$

$$z = z_{oi}: \psi_i \rho_b \zeta h_{di} = -k_{\text{eff}i-1} \left(\frac{\partial T_{i-1}}{\partial z} \right)_{z=z_{oi}} + k_{\text{eff}i} \left(\frac{\partial T_i}{\partial z} \right)_{z=z_{oi}} . \quad (3.15)$$

Durch den Lösungsansatz

$$\vartheta_i = (T_{di} - T_{oi}) \exp \left\{ - \left(\frac{\rho c}{k} \right)_{\text{eff}i} \zeta (z - z_{oi}) \right\} \quad (3.16)$$

werden die Differentialgleichung (3.7) und die Randbedingungen (3.10, 12, 13) erfüllt. Die Verwendung der restlichen Randbedingungen liefert für die Abschmelzgeschwindigkeit

$$\dot{\xi} = \frac{Q/A}{(1 - (\sum \Psi)_0) \rho_b h_{d_0} + (\rho c)_{\text{eff}_0} (T_{d_0} - T_{o_0})} , \quad (3.17)$$

wobei die Temperaturdifferenz $(T_{d_0} - T_{o_0})$ mit der Rekursionsformel

$$T_{d_{i-1}} - T_{o_{i-1}} = T_{d_{i-1}} - T_{d_i} + \frac{\Psi_i \rho_b h_{d_i} + (T_{d_i} - T_{o_i})(\rho c)_{\text{eff}_i}}{(\rho c)_{\text{eff}_{i-1}}} . \quad (3.18)$$

berechnet werden kann.

In Gleichung (3.17) charakterisiert der erste Summand des Nenners das Abschmelzen, während der zweite Summand die in den Beton eingespeicherte Wärme und den Einfluß der Gasfreisetzungsfrenten beschreibt. Wird ein homogener abschmelzender Stoff betrachtet, so geht Gleichung (3.17) in eine von Landau /7/ angegebene Beziehung über.

Für die Lage der verschiedenen Freisetzungsfrenten folgt

$$z_{o_i} = z_{o_{i-1}} + \frac{1}{\xi} \left(\frac{k}{\rho c} \right)_{\text{eff}_{i-1}} \ln \left\{ \frac{(T_{d_{i-1}} - T_{o_{i-1}})(\rho c)_{\text{eff}_{i-1}}}{\Psi_i \rho_b h_{d_i} + (\rho c)_{\text{eff}_i} (T_{d_i} - T_{o_i})} \right\} . \quad (3.19)$$

3.2 Hydrodynamisches Modell für das Abströmen der gasförmigen Zersetzungsprodukte des Betons

Da Beton mit silikatischen Zuschlagstoffen einen Wassergehalt von 5 % oder mehr hat, enthält 1 m³ Beton mindestens 115 kg Wasser, woraus bei einer Temperatur von 2000 K und einem Druck von 3 bar etwa 350 m³ Wasserdampf freigesetzt werden. Bei den in den USA gebräuchlichen Betonen mit karbonatischen Zuschlagstoffen wird

der Volumenstrom der gasförmigen Zersetzungsprodukte durch das freigesetzte Kohlendioxid noch vergrößert.

Aufgrund des überwiegenden Anteils des Gasstromes am Gesamtvolumenstrom wird angenommen, daß die Gasfreisetzung für die Strömungsvorgänge in der Schmelze und für den Wärmeübergang von der Schmelze an den Beton von ausschlaggebender Bedeutung ist. Das aus dem Beton entweichende Gas bildet einen dünnen, instabilen Gasfilm zwischen dem Beton und der darüberliegenden Schmelze. Ähnlich wie beim Filmsieden an horizontalen, ebenen Oberflächen /8/ strömen die Gase in Blasen nach oben ab, wobei sich in Übereinstimmung mit der Theorie von Taylor-Helmholtz regelmäßige Strömungsmuster ausbilden.

Aus der linearen Störungstheorie (siehe z.B. /9/) eines leichteren Fluids mit der Dichte ρ_g , das unter ein Fluid mit der höheren Dichte ρ_l geschichtet ist, und an deren Trennfläche eine Grenzflächenspannung σ auftritt, ergibt sich eine stabile Trennfläche für Störungen mit Wellenlängen im Bereich

$$\lambda < 2\pi a \quad (3.20)$$

mit $a = \sqrt{\frac{\sigma}{g \Delta\rho}}$ und $\Delta\rho = \rho_l - \rho_g$.

Für Wellenlängen im verbleibenden Bereich

$$2\pi a \leq \lambda < \infty \quad (3.21)$$

wachsen die Störungen an, bis die Phasentrennfläche aufbricht. Die wahrscheinlichste Wellenlänge, die sich in einem realen System einstellen wird, ergibt sich für die am schnellsten anwachsende Störung. Setzt man große Schichthöhen der betrachteten Fluide voraus, so folgt nach Berenson /8/

$$\lambda = 2\pi \sqrt{3} a . \quad (3.22)$$

Lao. et al. / 10/ und Sernas et al. / 11/ haben nachgewiesen, daß dieser aus der zweidimensionalen Theorie gewonnene Wert auch für ein dreidimensionales Strömungsmuster nach Bild 4 gültig ist.

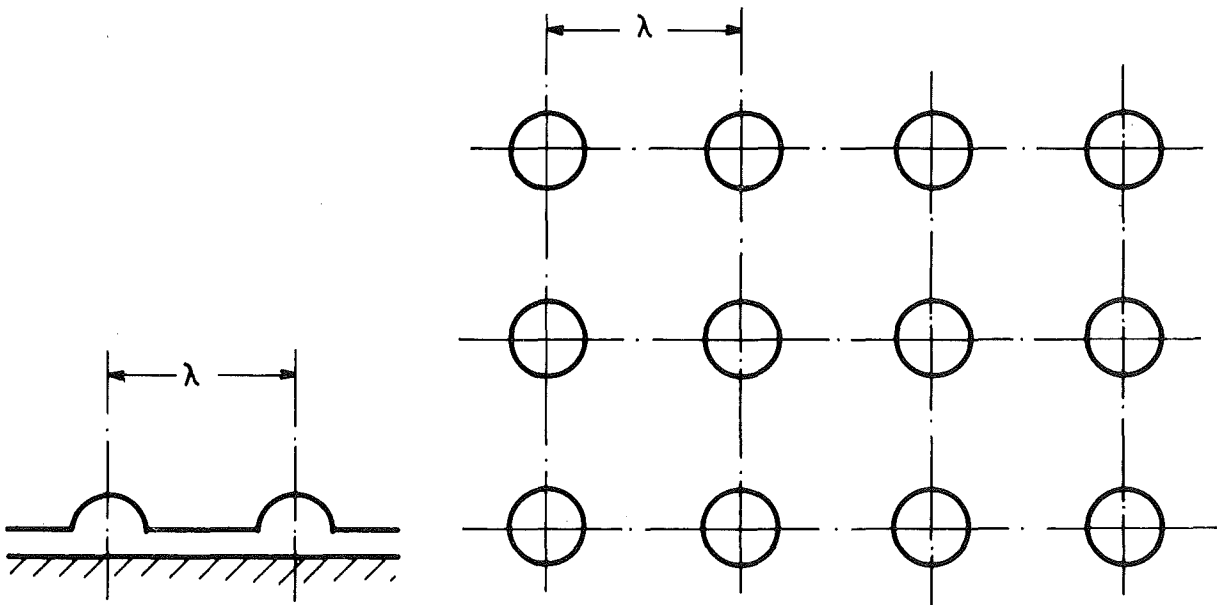


Bild 4: Geometrische Aufteilung der Blasen-Bildungsstellen

Es kann ferner leicht gezeigt werden, daß für große Dichteunterschiede $\rho_l \gg \rho_g$, also für ein unter eine Flüssigkeit geschichtetes Gas, Gl. (3.22) auch dann gilt, wenn die Schichthöhe des Gases in der Größenordnung der Dicke des Dampffilmes ist.

Der Wärmeübergang an den Beton erfolgt über den Gasfilm durch Leitung und Strahlung. Der erschmolzene Silikatanteil des Betons wird durch die großen hydrodynamischen Kräfte, die im Gasfilm vor allem während der Ablösephase der Blasen auftreten, abgetrennt und gelangt in kleinen Tropfen, hauptsächlich im Nachlauf von Gas-

Ferner werden die Abmessungen r_i und δ^* mit der Wellenlänge λ in Verbindung gebracht:

$$r_i = \frac{\lambda}{4} = 2.72 a, \quad (3.25)$$

$$\delta^* = \frac{\lambda}{3} = 3.63 a. \quad (3.26)$$

Zur Bestimmung der mittleren Filmdicke δ aus Kontinuitäts- und Impulsgleichung werden die folgenden vereinfachenden Annahmen festgelegt:

- Aus dem Beton tritt ein kontinuierlicher spezifischer Gasstrom

$$\dot{m} / A_G = \rho_g w_0 = \text{const.}$$

aus, der in der Gasschicht im Bereich $r_i \leq r \leq r_a$ umgelenkt wird und in radialer Richtung auf die Zellenmitte zuströmt.

- Reibungseinflüsse und Druckkräfte werden nur in radialer Strömungsrichtung berücksichtigt.
- Die Stoffwerte in der Gasschicht werden bei einer gemittelten Temperatur

$$T_g = (T_i + T_{d0}) / 2$$

bestimmt.

Die Kontinuitätsgleichung lautet

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (r v_r) + \frac{\partial}{\partial z} (v_z) = 0. \quad (3.27)$$

Sie wird zunächst über z und dann über r mit dem Ergebnis

$$v_{rm} = \frac{1}{2} \frac{\dot{m}}{A_G} \frac{1}{\rho_g \delta} \left(r - \frac{r_a^2}{r} \right) \quad (3.28)$$

integriert, wobei

$$v_{rm} = \frac{1}{\delta} \int_0^\delta v_r dz \quad (3.29)$$

ist.

Für die Impulsgleichung gilt

$$\frac{\partial p}{\partial r} = \mu_g \frac{\partial^2 v_r}{\partial z^2} \quad (3.30)$$

mit den Randbedingungen

$$z = 0 : \quad v_r = 0 \quad (3.31)$$

$$z = \delta : \quad \left\{ \begin{array}{l} v_r = 0 \rightarrow \varphi = 1, \\ \frac{\partial v_r}{\partial z} = 0 \rightarrow \varphi = 2. \end{array} \right. \quad (3.32)$$

Die Randbedingung (3.32) bezeichnet im Falle $\varphi = 1$, daß die Kernschmelze wie eine feste Wand wirkt und im Fall $\varphi = 2$, daß zwischen Gas und Kernschmelze keine Schubspannung übertragen wird. Der reale Fall wird zwischen diesen beiden Grenzfällen liegen.

Die Integration der Impulsgleichung liefert

$$v_r = \frac{1}{2} \cdot \frac{1}{\mu_g} \frac{\partial p}{\partial r} (z^2 - \varphi \delta z) \quad (3.33)$$

oder, für die mittlere Geschwindigkeit unter Verwendung der Beziehung (3.29)

$$v_{rm} = \frac{\delta^2}{12\mu_g} \frac{\partial p}{\partial r} (2 - 3\varphi). \quad (3.34)$$

Einsetzen von Gl. (3.28) in Gl. (3.34) und nachfolgende Integration in radialer Richtung liefert für die Druckdifferenz in der Gasschicht

$$p_a - p_i = \frac{6}{2-3\varphi} \frac{\mu_g}{\rho_g \delta^3} \frac{\dot{m}}{A_G} \left(\frac{r_a^2 - r_i^2}{2} - r_a^2 \ln \frac{r_a}{r_i} \right) . \quad (3.35)$$

Die Anwendung der Gesetzmäßigkeiten für die hydrostatischen Kräfte und für die Oberflächenkräfte auf die Kernschmelze über dem Gasfilm ergibt mit den Bezeichnungen von Bild 5

$$p_a - p_o = g \delta^* \rho_l \quad (3.36)$$

und

$$p_i - p_o = g \delta^* \rho_g + \frac{2\sigma}{r_i} = g \delta^* \rho_g + \frac{2a^2}{r_i} g (\rho_l - \rho_g) . \quad (3.37)$$

Die Zusammenfassung der Gleichungen (3.36, 3.37) mit Gleichung (3.35) ergibt

$$g (\rho_l - \rho_g) \left(\delta^* - \frac{2a^2}{r_i} \right) = \frac{6}{2-3\varphi} \frac{\mu_g}{\rho_g \delta^3} \frac{\dot{m}}{A_G} \left(\frac{r_a^2 - r_i^2}{2} - r_a^2 \ln \frac{r_a}{r_i} \right) .$$

Für den spezifischen Massenstrom gilt mit den Beziehungen (3.18, 19, 20) und mit einem aus Siedeexperimenten bestätigten Mittelwert $\varphi = 1,38$

$$\frac{\dot{m}}{A_G} = 0.0664 \frac{g \rho_g (\rho_l - \rho_g) \delta^3}{\mu_g a} . \quad (3.38)$$

Gl. (3.38) stellt für das strömende Gas eine Verknüpfung zwischen Massenstrom und Filmdicke dar.

3.3 Wärmeübergang zwischen Kernschmelze und Beton

Der Wärmeübergang von der Kernschmelze zum Beton erfolgt durch Strahlung und durch Wärmeleitung im Bereich $r_i \leq r \leq r_a$. Die für den Leitungsanteil maßgebliche Fläche ist die Ringfläche

$$A_R = \pi (r_a^2 - r_i^2) \quad (3.39)$$

Es wird vorausgesetzt, daß die aufsteigenden Gasblasen eine ideale Durchmischung der Kernschmelze bewirken, so daß die Temperatur in der Kernschmelze als räumlich konstant ($T_1 = \text{const.}$) angesehen werden kann.

Für die Wärmeströme gilt also

$$\frac{Q_G}{A_G} = \frac{Q_{\text{cond}}}{A_G} + \frac{Q_{\text{rad}}}{A_G} \quad (3.40)$$

mit

$$\frac{Q_{\text{cond}}}{A_G} = \frac{A_R}{A_G} \frac{k_g (T_1 - T_{do})}{\delta} = 0.804 \frac{k_g (T_1 - T_{do})}{\delta} \quad (3.41)$$

und

$$\frac{Q_{\text{rad}}}{A_G} = \phi_{ld} \left[\left(\frac{T_1}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_{do}}{100} \right)^4 \right], \quad (3.42)$$

wobei
$$\phi_{ld} = \frac{\phi_{sch}}{\frac{1}{\epsilon_l} + \frac{1}{\epsilon_{do}} - 1}$$

ist.

Für den im Beton freigesetzten Massenstrom der gasförmigen Zeretzungsprodukte gilt

$$\frac{\dot{m}}{A_G} = (\sum \Psi)_o \rho_b \xi, \quad (3.43)$$

wobei die Abschmelzgeschwindigkeit ξ in Gl. (3.17) angegeben wurde. Unter Verwendung der Gl. (3.38, 41, 42) läßt sich die noch unbekannte Schichtdicke δ durch die folgende implizite Beziehung bestimmen:

$$\delta = 1.865 \left\{ \frac{\mu_g a}{g \rho_g (\rho_l - \rho_g)} \frac{(\sum \Psi)_o}{(1 - (\sum \Psi)_o)} \frac{k_g (T_l - T_{do})}{h_{do}} \right. \\ \left. \cdot \frac{1}{1 + \frac{(\rho c)_{eff o} (T_{do} - T_{oo})}{(1 - (\sum \Psi)_o) \rho_b h_{do}}} \left(1 + \frac{Q_{rad}}{Q_{cond.}} \right) \right\}^{1/4}. \quad (3.44)$$

Führt man die mit der Laplace-Konstanten a als charakteristischer Länge gebildeten dimensionslosen Kenngrößen

$$\begin{aligned} Nu &= \frac{Q/A_G \cdot a}{k_g (T_l - T_{do})} ; \\ Gr &= \frac{g \rho_g (\rho_l - \rho_g) a^3}{\mu_g^2} ; \\ Pr &= \frac{\mu_g c_{pg}}{k_g} ; \\ Ste &= \frac{h_{do}}{c_{pg} (T_l - T_{do})} \end{aligned} \quad (3.45)$$

ein, so folgt für den Anteil des Gesamtwärmestromes, der durch Wärmeleitung durch den Gasfilm übertragen wird

$$Nu_{cond} = 0.431 \left\{ Gr Pr Ste \frac{1 - (\sum \Psi)_o}{(\sum \Psi)_o} \frac{1 + \frac{(\rho c)_{eff o} (T_{do} - T_{oo})}{(1 - (\sum \Psi)_o) \rho_b h_{do}}}{1 + Nu_{rad} / Nu_{cond}} \right\}^{1/4}. \quad (3.46)$$

Gl. (3.46) muß iterativ gelöst werden. Den Gesamtwärmestrom erhält man durch Berechnung des Strahlungsanteils nach Gl. (3.42) und durch Addition des aus Gl. (3.46) berechneten Leitungsanteiles. Damit kann die Abschmelzgeschwindigkeit nach

Gl. (3.17) ermittelt werden.

3.4 Stützung des Abschmelzmodells durch experimentelle Ergebnisse.

Um die grundlegenden Annahmen des dargelegten Modells zu überprüfen, wurden einige einfache Modellexperimente durchgeführt.

Die Ausbildung eines Dampffilmes und das Ablösen der Dampfblasen in regelmäßigen Mustern läßt sich experimentell an sublimierendem CO_2 - Eis unter Wasser bestätigen (Bild 6). Die Sublimationstemperatur von CO_2 beträgt -79°C , die Temperatur des Wassers ist etwa 30°C . Die im unteren Teil von Bild 6 sichtbare CO_2 - Platte läßt deutlich das Raster aus Bild 4 erkennen. Die Wellenlänge λ im Bereich von 2,2 bis 3,0 cm ist in guter Übereinstimmung mit Gl. (3.22). Die Abdampftrate für das CO_2 - Eis wurde experimentell überschlägig zu 1,1 mm/min bestimmt. Die Theorie liefert unter der Annahme, daß die gesamte CO_2 -Eisplatte auf Sublimationstemperatur ist, den Wert 0,85 mm/min.

Um den Abschmelzvorgang des Betons realistischer zu simulieren, wurde eine Platte aus gefrorenem Ortho-Xylol (Schmelzpunkt -25°C , Dichte $0,88 \text{ g/cm}^3$) und CO_2 -Schnee aufgebaut.

Die groben und feineren Xylol-Körner sollen das abschmelzende Silikat, der sublimierende CO_2 -Schnee den entweichenden Wasserdampf des Betons darstellen. Wie ein erstes Abschmelzexperiment dieser Platte in Wasser in Bild 7 zeigt, werden die Annahmen des Modells bestätigt. Das entweichende CO_2 -Gas bestimmt alleine die hydrodynamischen Vorgänge. Obgleich die Ausbildung der regelmäßigen Zellstrukturen durch die Anwesenheit der Xylol-Körner gestört wird, bleiben doch die Abstände der Blasenzentren voneinander im Mittel erhalten. Wie das erschmolzene Xylol, das in Wasser nicht löslich ist, in das Wasser gelangt, konnte bisher noch nicht im Detail geklärt werden. Man beobachtet jedoch, daß CO_2 - Blasen und Xylol-Tropfen separat im Wasser aufsteigen, wobei der Durchmesser der Xylol-Tropfen kleiner als 1 mm ist. Die Bildung so kleiner Tropfen kann nur unter dem

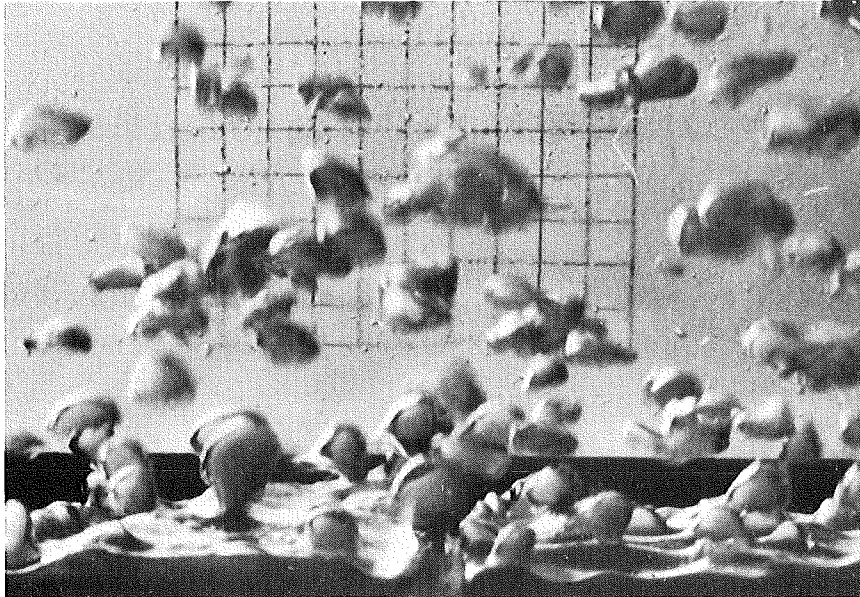


Bild 6: Sublimierendes CO₂-Eis unter Wasser

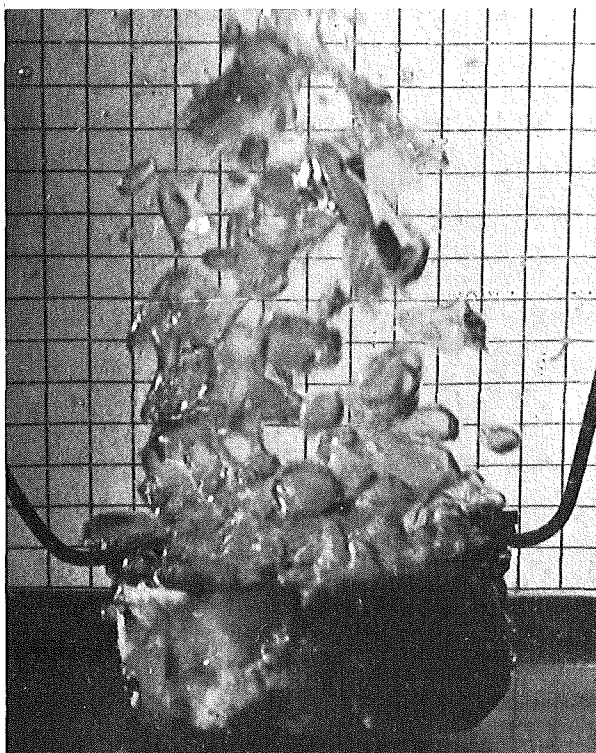


Bild 7: Simulation von abschmelzendem Beton durch gefrorenes Xylol mit eingelagertem CO₂-Schnee

Einfluß großer hydrodynamischer Kräfte erfolgen. Das Ausbrechen und Aufsteigen fester Xylo1 - Körner wurde nicht beobachtet. Die quantitative Auswertung dieses Experimentes steht noch aus.

Bei beiden geschilderten Modellexperimenten wird beobachtet, daß die Temperatur in der Flüssigkeit wegen der heftigen Rührwirkung der Dampfblasen über die Höhe konstant ist. Ein Temperaturprofil, wie es bei klassischer Konvektion in einem homogenen Fluid beobachtet wird, existiert nicht.

In neuerer Zeit wurden einige Experimente zum Verhalten von flüssigem Stahl in Betontiegeln durchgeführt, an Hand derer ein erster qualitativer und quantitativer Vergleich mit den hier entwickelten Modellen möglich ist.

Das Abschmelzen von in den USA gebräuchlichen Betonen wurde in den Sandia Laboratories untersucht /12/. Diese Betone weisen anstatt der silikatische Zuschlagstoffe Kalkstein - oder Basalt - Zuschläge auf. Basaltischer Beton dürfte bezüglich der Gasfreisetzung mit silikatischem Beton vergleichbar sein, der karbonatische Beton jedoch setzte bei Erhitzung zusätzlich zum Wasserdampf große Mengen von CO_2 frei.

Bei den Sandia-Experimenten wurde flüssiger Stahl von $1700^{\circ}C$ in eine halbkugelförmige Betonkalotte gegossen. Für karbonatischen und basaltischen Beton ergab sich ein ähnliches Verhalten: die sofort einsetzende schnelle Gasfreisetzung aus dem Beton führte zu großen Mengen von Gasblasen, die die flüssige Stahlschmelze durchströmten. Die Schmelze ähnelte zunächst einer sehr heftig siedenden Flüssigkeit. Mit fortschreitender Zeit wurde die Blasenentwicklung ruhiger, bis nach ca. 90 Sekunden Erstarrung der Schmelze von den Rändern des Tiegels her einsetzte. Nach den Beobachtungen von Sandia kann ausgeschlossen werden, daß sich in der Anfangsphase des Experiments, also bei hohen Temperaturen der Schmelze, eine Kruste zwischen Beton und Stahl ausbildet. Das zum Teil beobachtete Abplatzen des Betons hat keinen großen Einfluß auf die Abschmelzrate. Für karbonatischen Beton wird die über

den gesamten Versuchszeitraum von etwa 5 Minuten gemittelte Abschmelzrate angegeben mit etwa $4 \pm 2,5$ mm/min. Für basalhaltigen Beton liegen bisher keine Auswertungen vor. Die nach dem vorliegenden Modell für silikatischen Beton mit 10% Wasseranteil berechneten Abschmelzraten (Bild 12) belaufen sich auf 4,1 mm/min bzw. 1.1 mm/min bei einer Temperatur der Schmelze von 1700°C bzw. 1500°C . Dieser erste Vergleich bestätigt, daß das hier vorgeschlagene Abschmelzmodell Ergebnisse von der richtigen Größenordnung liefert.

Neuerdings wurden in der Gesellschaft für Kernforschung, Karlsruhe, ähnliche Experimente mit silikatischem Beton durchgeführt. Dabei wurde Stahl, der durch eine Thermitreaktion erzeugt wurde, bei Anfangstemperaturen zwischen 2500°C und 3000°C in Betontiegel mit Durchmesser von 300 bis 400 mm eingegossen. Auch hier wurde eine sehr heftige Gasentwicklung und die damit verbundene hochturbulente Bewegung des Schmelzbades über einen Versuchszeitraum von 3 - 4 Minuten beobachtet. Die Bestimmung der Abschmelzraten des Betons aus diesen Experimenten ist im Gange.

4. Modell für die Reaktion von Wasserdampf mit der metallischen Phase der Kernschmelze.

Die nachfolgenden Betrachtungen wurden auf Betone mit silikatischen Zuschlagstoffen beschränkt, bei denen bei der thermischen Zersetzung überwiegend Wasserdampf freigesetzt wird. Die aufsteigenden Dampfblasen durchlaufen die oxidische Kernschmelze und die flüssige Stahlschicht. Die oxidische Kernschmelze verhält sich weitgehend indifferent gegenüber Wasserdampf, dagegen wird der Wasserdampf in der Stahlschicht ganz oder teilweise zu Wasserstoff reduziert.

Das nachstehend abgeleitete Diffusionsmodell zur Beschreibung dieser Reaktion basiert auf den folgenden Voraussetzungen:

- Oxidationsfähige Bestandteile mit einer höheren Affinität zu Sauerstoff als Eisen (z.B. Kohlenstoff) sind vollständig aus der Stahlschmelze entfernt. Es wird lediglich das System Eisen-Eisenoxid betrachtet.

- In der Blase bilden sich keine Konzentrationsprofile aus. Der Wasserdampf wird an der Grenzfläche der Blase zerlegt.
- Um die Blase bildet sich eine oxidische Grenzschicht aus. Geschwindigkeitsbestimmender Schritt für die Oxidation ist die Diffusion von Sauerstoff durch diese Grenzschicht.
- Der Einfluß oberflächenaktiver Stoffe wird vernachlässigt. Daher wird vorausgesetzt, daß sich keine mit der Blase mitwandernde Haut bildet, die reaktionshemmend ist. Die Blase gleitet reibungsfrei in der Schmelze.
- Die Diffusionsgrenzschicht ist dünn gegenüber den Abmessungen der Blase. Daher kann der Vorgang in einem mit der aufsteigenden Blase mitbewegten Koordinatensystem als Diffusion durch einen mit konstanter Geschwindigkeit fallenden Film aufgefaßt werden.

Mit diesen Voraussetzungen und mit den in Bild 8 angegebenen Bezeichnungen lautet das den Diffusionsvorgang des Sauerstoffs beschreibende zweite Fick'sche Gesetz:

$$u_B \frac{\partial c_A}{\partial z} = D_A \frac{\partial^2 c_A}{\partial x^2} \quad (4.1)$$

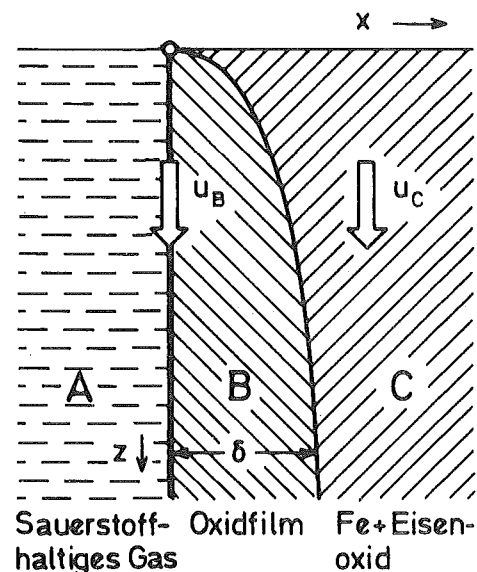


Bild 8: Bezeichnungen für das Diffusionsmodell

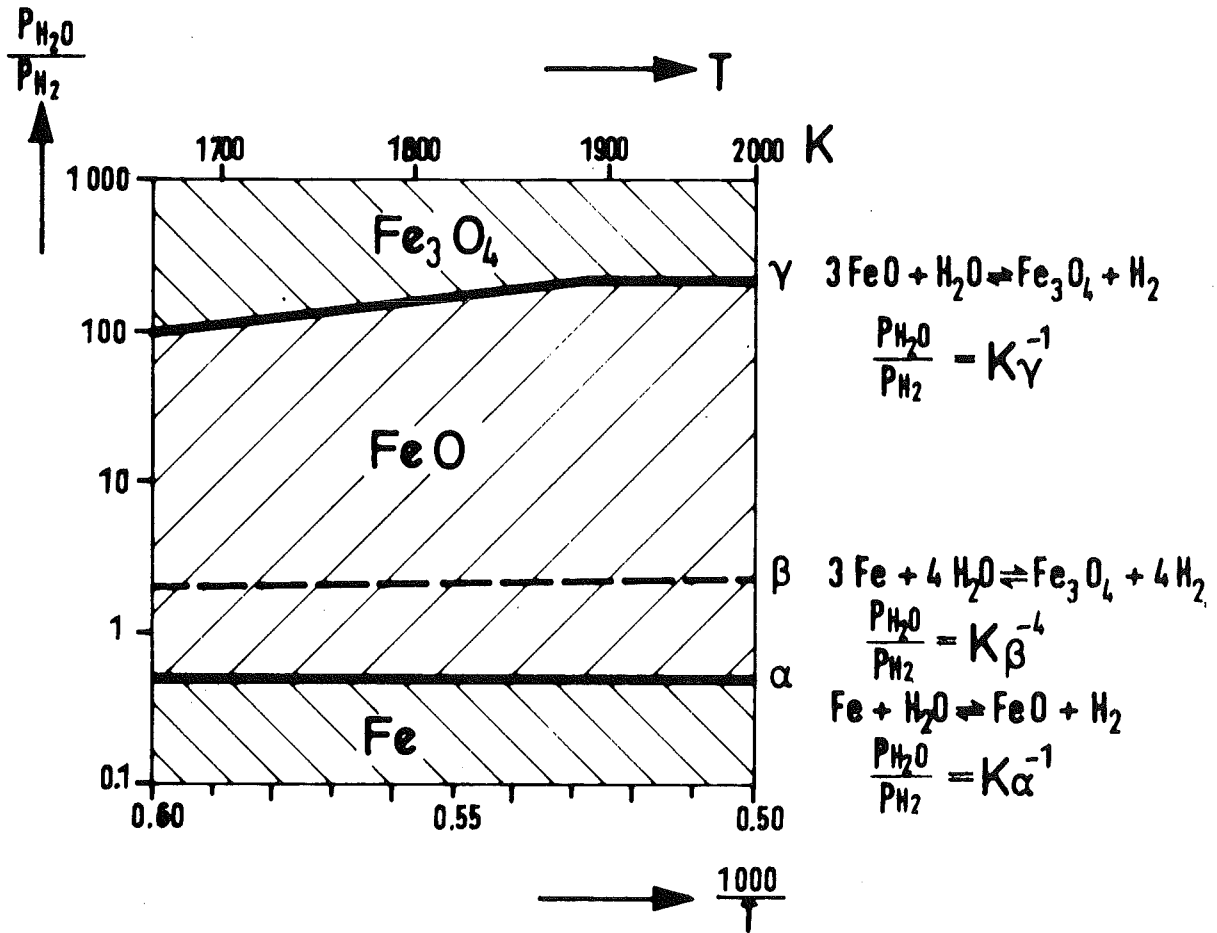


Bild 9: Stabile Phasen des Systems Fe - H₂O (nach /14/)

Zur Festlegung der Randbedingungen wird zunächst in Bild 9 das chemische Gleichgewicht /14/ an der Phasentrennfläche betrachtet. Zwischen Eisen und Wasserdampf sind im interessierenden Temperaturbereich die Reaktionen α , β und γ möglich, deren Koexistenzlinien in Bild 9 eingetragen sind. Liegt ein Partialdruckverhältnis P_{H_2O}/P_{H_2} vor, das einen Zustand über der γ -Linie festlegt, so tritt Fe_3O_4 auf. Im Bereich zwischen den Linien γ und α ist FeO die stabile Phase. Bei Unterschreitung der Linie α findet keine Oxidation des Eisens mehr statt, da dort Fe die stabile Phase ist. Die angegebenen Reaktionen werden nacheinander durchlaufen, da sich das Partialdruckverhältnis in der aufsteigenden "Dampfblase" zu Gunsten von H_2 verändert. Bei der weiteren Entwicklung des Oxidationsmodells müssen also die beiden Fälle betrachtet werden, daß an der Trennfläche zwischen gasförmiger Phase und Schmelze Fe_3O_4 bzw. FeO auftritt.

Die weiteren Randbedingungen können durch ein Zustandsdiagramm der Lösungsgleichgewichte (Bild 10 nach /15/) festgelegt werden. Dabei ist L_1 flüssiges Eisen mit atomar gelöstem Sauerstoff, L_2 die oxidische Phase, die noch Sauerstoff binden kann und L die mit Sauerstoff gesättigte oxidische Phase, nämlich Fe_3O_4 .

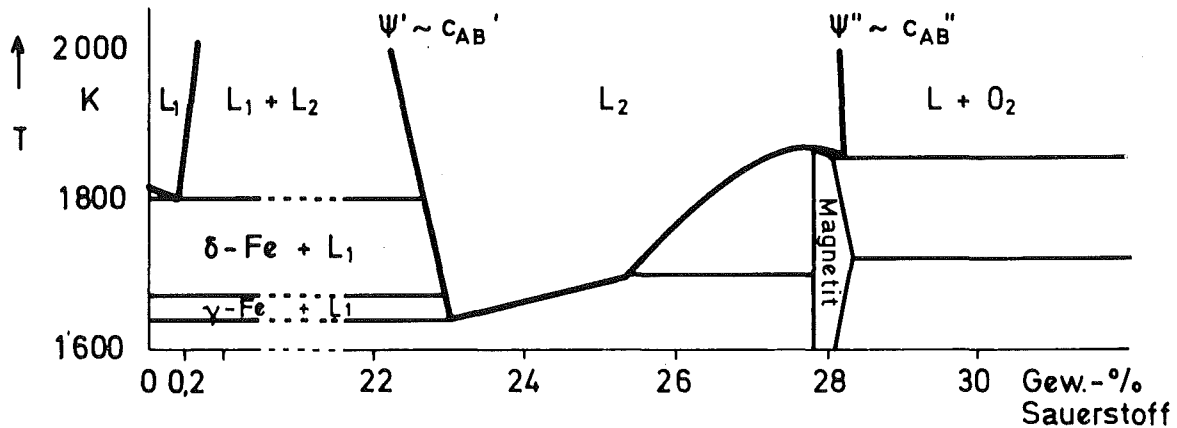


Bild 10: Zustandsdiagramm des Systems Fe-O in der flüssigen Phase (nach /15/).

Es wird angenommen, daß im Nachlauf der Blase die oxidische Diffusionsgrenzschicht gleichmäßig auf die gesamte Schmelze verteilt wird, so daß von jeder durchlaufenden Blase die Sauerstoffkonzentration in der metallischen Schmelze

$$c_A = c_{Ac \infty} \quad (4.2)$$

erhöht wird.

Zunächst wird der anfangs bestehende Fall 1 betrachtet, daß das Partialdruckverhältnis in der Blase

$$\frac{p_{H_2O}}{p_{H_2}} > K_{\gamma}^{-1} \quad (4.3)$$

ist, so daß an der Phasentrennfläche Fe_3O_4 vorliegt. Dann gilt

$$x = 0; \quad c_A = c_{AB}'' \quad (4.4)$$

und an der Grenzfläche BC steht die oxidische Phase L_2 im Gleichgewicht mit der metallischen Phase L_1 bzw. der Mischphase $L_1 + L_2$, also

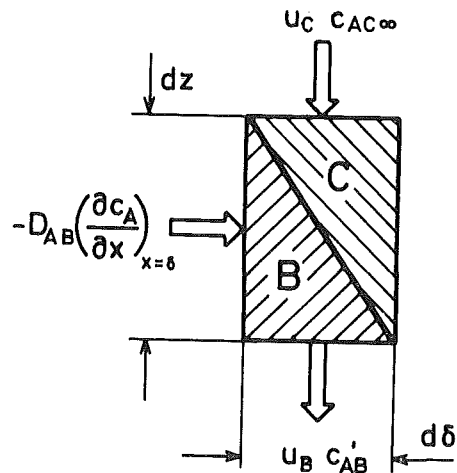
$$x = \delta: \quad c_A = c_{AB}' . \quad (4.5)$$

Der Diffusionsvorgang des Sauerstoffs findet in dem in Bild 8 mit B bezeichneten Oxidfilm mit dem Diffusionskoeffizienten D_{AB} statt.

Ferner wird an der Phasengrenze BC nach Bild 11 eine Stoffmengenbilanz aufgestellt:

$$\left. \begin{aligned} -D_{AB} \left(\frac{\partial c_A}{\partial x} \right)_{x=\delta} dz + \\ + (u_C c_{AC\infty} - u_B c_{AB}') d\delta = 0 \end{aligned} \right\} (4.6)$$

mit $u_B = u_C \cdot \frac{\rho_C}{\rho_B}$



oder

Bild 11: Stoffmengenbilanz an der Phasengrenze BC

$$\frac{d\delta}{dz} = - \frac{D_{AB}}{u_B (c_{AB}' - \frac{\rho_B}{\rho_C} c_{AB\infty})} \left(\frac{\partial c_A}{\partial x} \right)_{x=\delta} . \quad (4.7)$$

Die Differentialgleichung (4.1) hat die Lösung

$$\frac{c_A - c_0}{c_{AB}'' - c_0} = \operatorname{erfc} \left\{ \frac{x}{\sqrt{4 D_{AB} \frac{z}{u_B}}} \right\} , \quad (4.8)$$

die die Randbedingung (4.4) erfüllt. Dabei sind durch $\frac{x}{\sqrt{z}} = \text{const}$ Linien gleicher Konzentration $c_A = \text{const}$. gegeben.

Die Phasengrenze BC ist ebenfalls eine Linie gleicher Konzen-

tration $c_A = c_{AB}'$; deshalb folgt

$$\delta = C \sqrt{\frac{4 D_{AB}}{u_B} z}; \quad (4.9)$$

$$\frac{d\delta}{dz} = \frac{C}{2} \sqrt{\frac{4 D_{AB}}{u_B}} \cdot \frac{1}{\sqrt{z}}.$$

Die Differentiation von (4.8) ergibt

$$\frac{\partial c_A}{\partial x} = - (c_{AB}'' - c_0) \frac{2}{\sqrt{\pi}} \exp \left\{ -\frac{x^2}{4 D_{AB} \frac{z}{u_B}} \right\} \frac{1}{\sqrt{4 D_{AB} \frac{z}{u_B}}}. \quad (4.10)$$

Durch Einsetzen von (4.8) und (4.1) bei $x = \delta$ in (4.6) folgt:

$$C = \frac{c_{AB}'' - c_0}{c_{AB}' - \frac{\rho_B}{\rho_C} c_{AC\infty}} \frac{1}{\sqrt{\pi}} \exp \left\{ -C^2 \right\}. \quad (4.11)$$

Aus der Randbedingung (4.5) folgt

$$c_{AB}' - c_0 = (c_{AB}'' - c_0) \operatorname{erfc} \{C\}. \quad (4.12)$$

Aus den Beziehungen (4.11,12) ergeben sich für die Größen C und c_0 die Bestimmungsgleichungen

$$C \cdot \operatorname{erf} \{C\} \exp \{C^2\} = \frac{c_{AB}'' - c_{AB}'}{c_{AB}' - \rho_B/\rho_C \cdot c_{AC\infty}} \cdot \frac{1}{\sqrt{\pi}},$$

$$c_0 = \frac{c_{AB}' - c_{AB}'' \operatorname{erfc} \{C\}}{\operatorname{erf} \{C\}}. \quad (4.13)$$

Wegen der Zunahme des Wasserstoffpartialdruckes in der Blase kommt die Bildung von Fe_3O_4 zum Erliegen. Es ist dann Fall 2 zu betrachten, bei dem das Partialdruckverhältnis im Bereich

$$K_\alpha^{-1} < \frac{p_{\text{H}_2\text{O}}}{p_{\text{H}_2}} < K_\gamma^{-1} \quad (4.14)$$

liegt, wo FeO die stabile Phase bildet.

Das treibende Konzentrationsgefälle ist dann zwischen

$$\begin{aligned} x=0 & : c_A = c_{AB}' \\ \text{und} & \\ x \rightarrow \infty & : c_A = c_{AC\infty} \end{aligned} \quad (4.15)$$

Der Diffusionsvorgang des Sauerstoffs findet jetzt in der in Bild 8 mit C bezeichneten metallisch-oxidischen Mischphase L_1+L_2 mit dem Diffusionskoeffizienten D_{AC} statt.

Für diesen Fall hat die Differentialgleichung (4.1) die Lösung

$$\frac{c_A - c_{AC\infty}}{c_{AB}' - c_{AC\infty}} = \operatorname{erfc} \frac{x}{\sqrt{4D_{AC} \frac{z}{u_c}}} \quad (4.16)$$

Für den auf die Flächeneinheit bezogenen Stoffstrom durch die Oberfläche AB im Fall 1 bzw. im Fall 2 gilt

$$n_{Ax} = -D_A \left(\frac{\partial c_A}{\partial x} \right)_{x=0} \quad (4.17)$$

oder, mit (4.10) und nach Mittelung über die angeströmte Länge L

$$\bar{n}_A = \sqrt{\frac{4D_A u}{\pi L}} \Delta c \quad (4.18)$$

mit

$$\Delta c = \begin{cases} c_{AB}'' - c_0 \\ c_{AB}' - c_{AC\infty} \end{cases} \quad D_A = \begin{cases} D_{AB} \\ D_{AC} \end{cases} \quad u = \begin{cases} u_B & \text{im Fall 1} \\ u_c & \text{im Fall 2} \end{cases} \quad (4.19)$$

Beim Übergang auf aufsteigende Blasen hat der auf die Flächeneinheit bezogene Stoffstrom allgemein die Form

$$\bar{n}_A^* = C^* \cdot \sqrt{\frac{D_A \cdot u}{r_{äq}}} \cdot \Delta c, \quad (4.20)$$

wobei bei von der Kugelform abweichenden Blasen der Radius $r_{\ddot{a}q}$ der äquivalente Radius einer der Blase volumengleichen Kugel ist. Dieser Radius wird durch die Beziehung (3.25) festgelegt:

$$r_{\ddot{a}q} = r_i \quad (4.21)$$

Bei Radien $r_{\ddot{a}q} \leq 4$ mm entstehen kugelförmige Blasen und bei $r_{\ddot{a}q} > 4$ mm kalottenförmige Blasen mit den in Bild 11 wiedergegebenen Größenverhältnissen.

Bei diesen Blasen wird nach Okohira et. al /16/ das Verhältnis der bezogenen Stoffströme zu

$$\frac{(\bar{n}_A^* F)_u}{(\bar{n}_A^* F)_o} = 0,1 \quad (4.22)$$

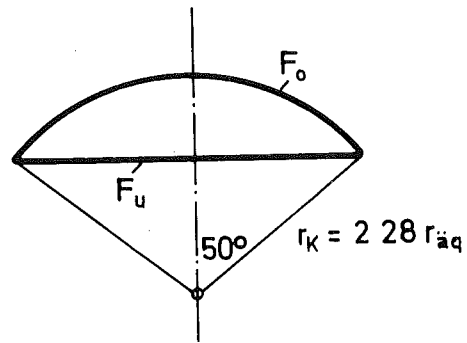


Bild 12: Kalottenförmige Blase

abschätzt. Die in Tabelle 4 zusammengefaßten Werte für die stoffaustauschenden Flächen und die Blasenauftiegsgeschwindigkeiten wurden ebenfalls nach Angaben von Okohira et al. /16/ berechnet.

Damit folgt für den Stoffstrom

$$\bar{N}_A^* = C^{**} \cdot (D_A \cdot \frac{\rho_c}{\rho_B})^{1/2} \cdot g^{1/4} \cdot r_{\ddot{a}q}^{7/4} \cdot \Delta c \quad (4.23)$$

mit $\rho_B = \rho_C$ im Fall 2.

Die Werte für C^{**} werden ebenfalls in Tabelle 4 angegeben.

	$r_{\ddot{a}q} \leq 4 \text{ mm}$ kugelförmige Blase	$r_{\ddot{a}q} > 4 \text{ mm}$ kalottenförmige Blase	
F	$4 \pi \cdot r_{\ddot{a}q}^2$	$11.7 \cdot r_{\ddot{a}g}^2$	F_o
		$9.6 \cdot r_{\ddot{a}q}^2$	F_u
u_C	$1.15 \sqrt{g \cdot r_{\ddot{a}q}}$	$1.02 \sqrt{g \cdot r_{\ddot{a}q}}$	
C^{**}	9.6	10.9	

Tabelle 4: Daten für den Stoffaustausch zwischen Blase und Schmelze.

Hat sich in der Blase ein Partialdruckverhältnis

$$\frac{p_{H_2O}}{p_{H_2}} = K_{\alpha}^{-1} \quad (4.24)$$

eingestellt, so kommen die Oxidationsvorgänge zum Erliegen.

5. Zahlenbeispiele

5.1 Wärmeströme und Abschmelzraten

Die hier diskutierten Beispiele beziehen sich auf Betone mit silikatischen Zuschlagstoffen. Bei dem in Abschnitt 3.1 vorgestellten Modell für die Zersetzung von Beton ist der Wassergehalt des Betons ein wesentlicher Parameter. Nach Abschnitt 2.1 wird vorausgesetzt, daß Beton chemisch gebundenes Wasser in Form von Calciumhydroxid mit einem Anteil von etwa 4 Gew.-% enthält. Darüber hinausgehende Gewichtsanteile von Wasser sind in Strukturporen und Kapillaren eingelagert, d.h., sie sind physikalisch gebunden. Vereinfachend wird vorausgesetzt, daß die Schmelzvorgänge der Silikate sowie die Freisetzungsvorgänge des chemisch und physikalisch gebundenen Wassers jeweils bei einer definierten Temperatur stattfinden. Diese Temperaturen und die dazugehörigen spezifischen Freisetzungswärmen werden in Tabelle 5 wiedergegeben.

Index i	Umsetzungstemperatur T_{di} K	Art der Umsetzung	Freisetzungswärme h_{di} 10^6 J/kg	Fall a	Fall b
				ψ _i	
				Gew.-%	
0	1743	Schmelzpunkt des Silikats	0,143	0	0
1	1073	Freisetzung des chemisch gebundenen Wassers	0,3	4,0	4,0
2	453	Freisetzung des physikalisch gebund. Wassers	2,01	6,0	1,0

Tabelle 5: Daten für die Zersetzung von Beton

Im Sinne einer Parameterstudie wird der Systemdruck und der Wassergehalt des Betons variiert. Bei

$$p = 1 \text{ bar}; (\Sigma\psi)_0 = 10 \% \quad (\text{Fall a})$$

dürfte der Volumenstrom des entstehenden Wasserdampfes einen maximalen Wert annehmen, bei

$$p = 6 \text{ bar}; (\Sigma\psi)_0 = 5 \% \quad (\text{Fall b})$$

wird der Volumenstrom einem minimalen zu erwartenden Wert entsprechen.

Die weiteren für das Zahlenbeispiel benötigten Stoffwerte, werden in Tabelle 6 zusammengefaßt. Dabei werden die Stoffwerte für Beton bei Umgebungstemperatur angegeben, die effektiven Stoffwerte des sich zersetzenden Betons werden durch die Beziehungen (3.8,9) abgeschätzt.

Stoff		Beton	oxidische Schmelze	Stahl	
Eigenschaft	Dimension			1700K	2800 K
Dichte	10^3 kg/m^3	2,3	7,8	6,9	6,1
spez. Wärme	10^3 J/kg K	1,26	0,50	0,78	0,78
Wärmeleitfähigkeit	W/mK	1,80	3,4	17,8	21,4
Dyn. Zähigkeit	$10^{-3} \text{ kg/s} \cdot \text{m}$	-	4,3	6,42	1,8
Kinemat. Zähigkeit	$10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$	-	0,49	0,93	0,30
Oberflächenspannung	N/m	-	0,45	1,50	
Laplace-Konstante	10^{-3} m	-	2,43	4,71	

Tabelle 6: Stoffwerte von Beton, oxidischer Schmelze und Stahl

Die Zusammensetzung der oxidischen Schmelze ist nach /3/
(Corium EX2)

$$\begin{aligned}\psi_{\text{UO}_2} &= 0,754, \\ \psi_{\text{ZrO}_2} &= 0,246;\end{aligned}$$

die Dichten der Bestandteile sind nach /17/

$$\begin{aligned}\rho_{\text{UO}_2} &= 8,66 \cdot 10^3 \text{ kg/m}^3 \\ \rho_{\text{ZrO}_2} &= 5,0 \cdot 10^3 \text{ kg/m}^3\end{aligned}$$

Aus diesen Angaben wurde der in Tabelle 6 angegebene Dichtewert abgeschätzt. Nach /13/ könnte der Dichtewert der oxidischen Schmelze jedoch auch etwa gleich der Dichte der metallischen Schmelze sein. Die restlichen Stoffwerte der oxidischen Schmelze gelten für flüssiges UO_2 bei Schmelztemperatur. Die in Tabelle 6 angegebenen Stoffwerte der Stahlschmelze wurden ebenfalls nach /17/ bei den Temperaturen $T = 1700 \text{ K}$ und $T = 2800 \text{ K}$ bestimmt.

Der Erstarrungspunkt der oxidischen Schmelze liegt nach /3/ bei etwa 2675 K . Dieser Erstarrungspunkt wird durch die Beimischung von Siliziumoxid aus dem abschmelzenden Beton und von Eisenoxiden aus der Stahlschmelze und aus den erschmolzenen Eisenarmierungen des Betons noch weiter abgesenkt, so daß nach längerer Wechselwirkung der Kernschmelze mit Beton auch bei tieferen Temperaturen flüssiger Zustand der oxidischen Schmelze erwartet werden kann. Wie in Bild 1b wiedergegeben, kann auch der Fall eintreten, daß die Stahlschmelze mit einem Erstarrungspunkt von etwa 1700 K direkt über dem Beton liegt. Deshalb wird die Temperatur der Schmelze, die voraussetzungsgemäß dem System aufgeprägt wird, im Bereich

$$1700 \text{ K} \leq T_1 \leq 3500 \text{ K}$$

variiert. Die Betrachtung des Systems Stahlschmelze-Beton ist auch bei der Nachrechnung von Versuchen, z.B. den in den Sandia-Laboratories durchgeführten Experimenten /12/, von Interesse.

Der Wasserdampf wird bei den vorliegenden hohen Temperaturen als ideales Gas behandelt. Zähigkeit und Wärmeleitfähigkeit werden durch Extrapolation der in /18/ angegebenen Beziehungen ermittelt.

Die Emissionszahlen von Schmelze und abschmelzendem Silikat wurden mit

$$\epsilon_{\ell} = 0,4 \quad , \quad \epsilon_{d0} = 0,6$$

abgeschätzt.

Mit diesen Voraussetzungen werden die von der Stahlschmelze an den Beton übertragenen Wärmeströme nach den Gln. (3.42,46) sowie die Abschmelzraten nach Gl. (3.17) berechnet und im Bild 12 in Abhängigkeit von der Temperatur der Schmelze wiedergegeben. Wird die Schichtung der oxidischen Schmelze über dem Beton und unter der metallischen Schmelze (Bild 1b) vorausgesetzt, so erhöhen sich die Wärmeströme und damit die Abschmelzraten um etwa 10 %. Weitere Variationen, wie Vergrößerung der Schmelzwärme und der Freisetzungswärme des chemisch gebundenen Wassers um den Faktor 10 und Erhöhung des Gewichtsanteils der freigesetzten gasförmigen Zeretzungsprodukte bis zu 50 % zeigten, daß auch in diesen Fällen die Wärmeströme und Abschmelzraten in der Größenordnung der in Bild 12 angegebenen Beispiele in einer Bandbreite ± 50 % liegen.

In Bild 12 ist auch das Ergebnis eines Versuchs eingetragen, der in den Sandia Laboratories durchgeführt wurde, wobei eine Stahlschmelze mit einer Ausgangstemperatur von 1700°C in Wechselwirkung mit karbonatischem Beton trat (s. auch Abschnitt 3.4). Es ist zu erkennen, daß auch bei karbonatischem

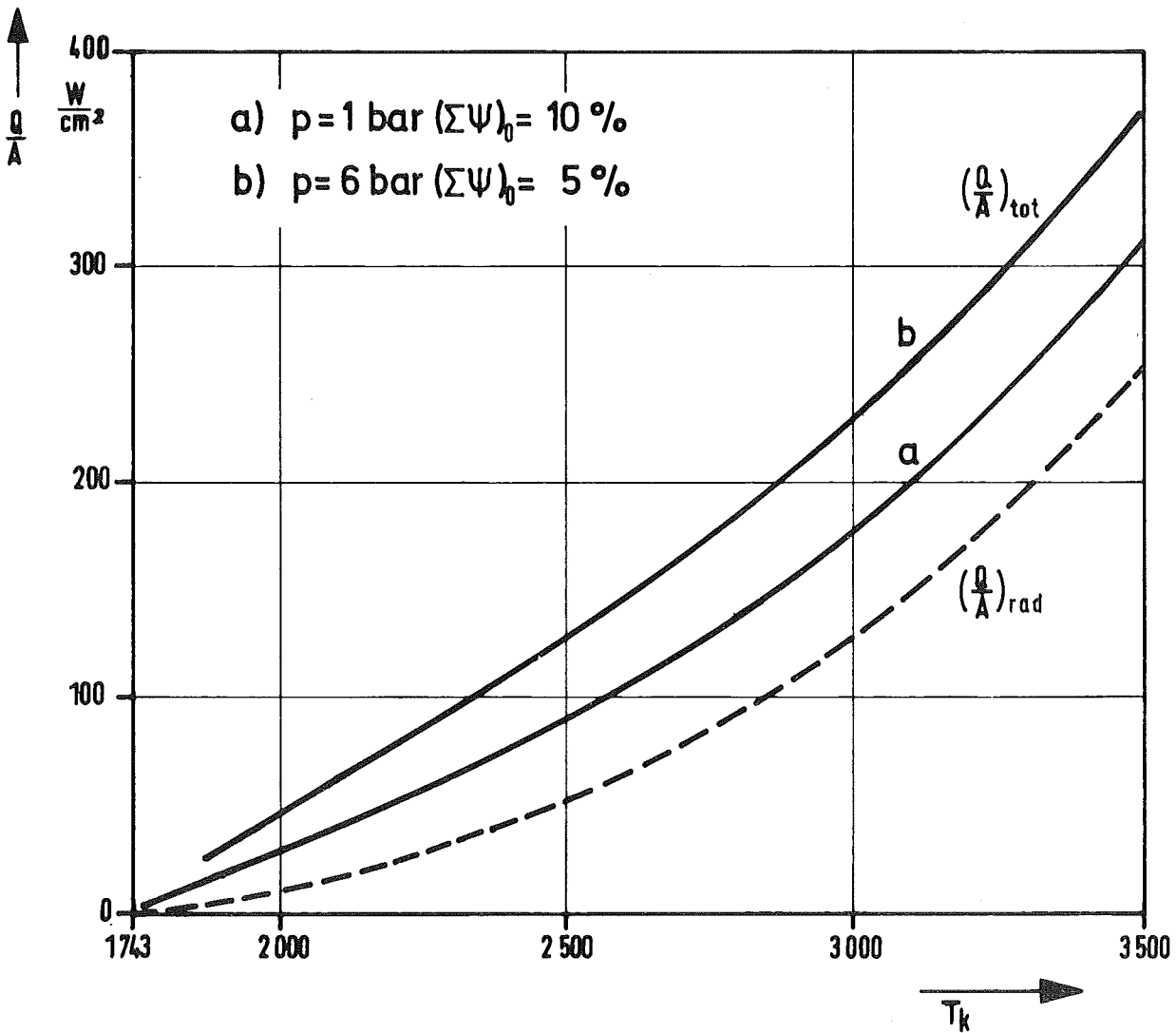
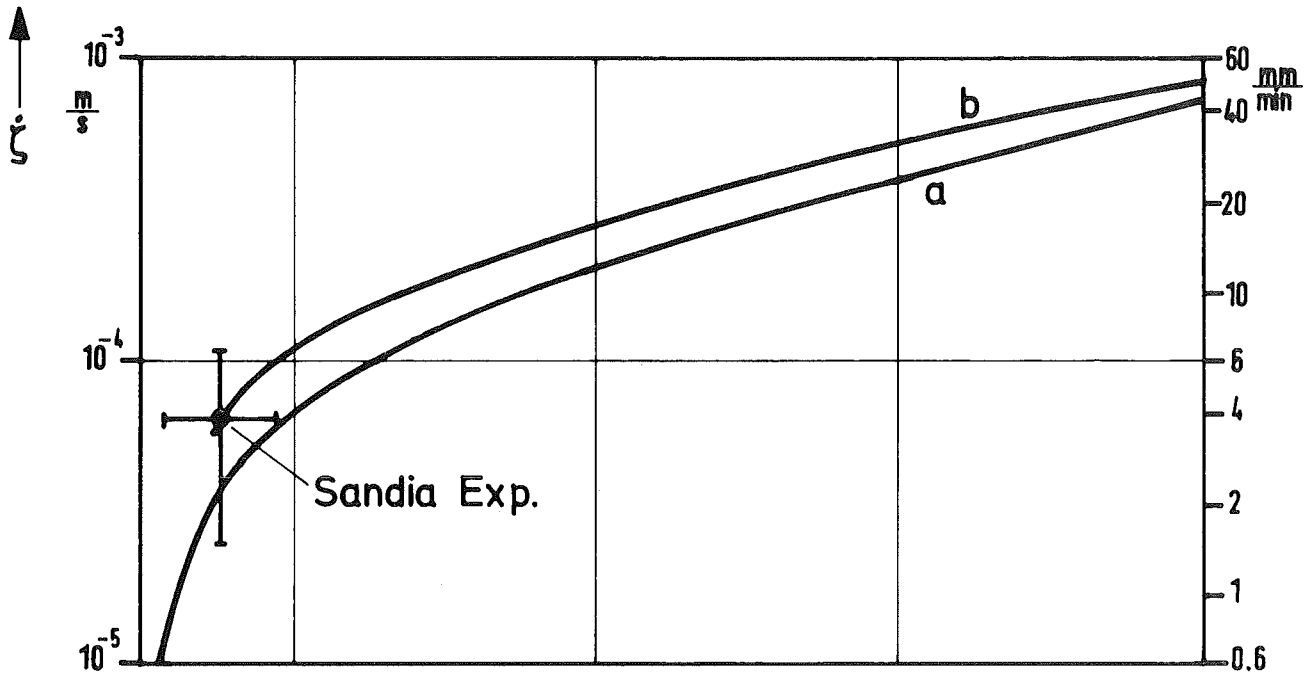


Bild 12: Abschmelzgeschwindigkeiten und abwärts gerichteter Wärmestrom in Abhängigkeit von der Temperatur der Kernschmelze.

Beton Zersetzungsraten wie bei silikatischem Beton zu erwarten sind.

Für silikatischen Beton lassen sich die folgenden Tendenzen für die Betonzerstörung und für die Wechselwirkung mit der Schmelze erkennen.

- Im Fall a mit niedrigem Systemdruck und hohem Wassergehalt des Betons ist die Abschmelzgeschwindigkeit zwar niedriger als im Fall b mit höherem Systemdruck und niedrigerem Wassergehalt, dafür wird jedoch der Schmelze im Fall b mehr Wärme entzogen als im Fall a.
- Die auf die Flächeneinheit bezogenen Stoffmengenströme des Wasserdampfes sind bei einer Temperatur von 1873 K

$$N_{\text{H}_2\text{O}} = 0.486 \text{ mol/m}^2\text{s}, \quad (\text{Fall a})$$

$$N_{\text{H}_2\text{O}} = 0.395 \text{ mol/m}^2\text{s}, \quad (\text{Fall b})$$

Es folgt, daß im Falle niedrigerem Wassergehaltes und erhöhter Zersetzungsgeschwindigkeit des Betons (Fall b) die Rate des freigesetzten Wasserdampfes niedriger ist als im Falle höheren Wassergehaltes und niedrigerer Zersetzungsgeschwindigkeiten (Fall a).

Zur Rechtfertigung der Annahmen für das quasistationäre Betonzerstörungsmodell können Experimente dienen, bei denen hohe Wärmeströme (z.B. durch Strahlungsbeheizung oder durch Plasmastrahl) auf eine Betonoberfläche aufgeprägt werden /12,19/. Nach einer Anlaufphase, die umso kürzer ist, je höher der aufgeprägte Wärmestrom ist und bei der die Betonerosion vernachlässigbar ist, stellt sich eine konstante Fortschrittsgeschwindigkeit der Schmelzfront ein. Aus dieser Phase kann die Zerstörungsenthalpie des Betons nach

$$h_b = \frac{Q/A}{\xi}$$

ermittelt werden, die für jede Betonart einen charakteristischen Wert hat.

Aus den durchgeführten Rechnungen ergibt sich für die Betonzerstörungsenthalpie

$$h_b = 4440 \text{ J/cm}^3,$$

dieser Wert steht in qualitativer Übereinstimmung mit einem von Peehs /19/ mit Plasmastrahlen an silikatischem Beton experimentell ermittelten Wert

$$h_{b \text{ exp}} = 3559 \text{ J/cm}^3.$$

5.2 Oxidation der Stahlschmelze

Zur Berechnung der Schichthöhen der Schmelze wird ein Leistungsreaktor mit etwa 3000 MW thermischer Leistung zugrunde gelegt. Ein derartiger Reaktor liefert beim Abschmelzen des Cores mit der in Tabelle 1 angegebenen Zusammensetzung der Kernschmelze 162t oxidische und 142t metallische Anteile. Mit den in Tabelle 6 angegebenen Dichtewerten folgt für die Schichthöhen

$$h_{\text{Oxid}} = 0,62 \text{ m};$$

$$h_{\text{Metall}} = 0,62 \text{ m}.$$

Das gesamte, in Abschnitt 4 abgeleitete Diffusionsmodell war so angelegt, daß die Voraussetzungen immer im Sinne der maximal möglichen Aufoxidation der Stahlschmelze festgelegt wurden. Deshalb wird auch hier bei den Zahlenbeispielen zum Oxidationsverhalten vorausgesetzt, daß der Stahl in Form einer geschlossenen homogenen Schicht mit einer Schichtdicke von 0,62 m vorliegt und von Wasserdampfblasen durchströmt wird (Fall a und b in Bild 1).

Die Berechnungen wurden bei einer konstanten Temperatur der Stahlschmelze von 1873 K durchgeführt. Bei den benötigten Stoffgrößen bestehen die größten Unsicherheiten in der Angabe eines geeigneten Wertes für den Diffusionskoeffizienten D_A . Für die Diffusion von Sauerstoff in einer oxidischen Schlacke wird von F. Oeters / 20 / bei 1823 K ein Wert

$$D_{A \text{ Oxid}} = 2,5 \cdot 10^{-9} \frac{\text{m}^2}{\text{s}}$$

angegeben. Für die Diffusion von Sauerstoff in einer Eisen-schmelze gilt nach /20/

$$D_{A \text{ Metall}} = 1,6 \cdot 10^{-8} \frac{\text{m}^2}{\text{s}} .$$

Für den Diffusionskoeffizienten im oxidischen Film wird der Wert

$$D_{AB} = D_{A \text{ Oxid}}$$

gewählt. Der Diffusionskoeffizient in der Mischphase wird in Abhängigkeit von der Konzentration zu

$$D_{AC} = D_{A \text{ Oxid}} \frac{c_{AC\infty}}{c_{AB1}} + D_{A \text{ Metall}} \left(1 - \frac{c_{AC\infty}}{c_{AB1}} \right)$$

$$\text{für } c_{AC\infty} \leq c_{AB1}$$

und zu

$$D_{AC} = D_{A \text{ Oxid}}$$

$$\text{für } c_{AC\infty} > c_{AB1}$$

abgeschätzt.

Fall			a1	b1	a2	b2
Oxidationszeit in h			43.6	52.4	66.4	176.9
Stoffströme $\frac{\text{mol}}{\text{m}^2 \text{ s}}$	Gleichgewicht 1	H ₂	0.3252	0.2646	0.3252	0.2646
		H ₂ O	0.1604	0.1305	0.1604	0.1305
	Gleichgewicht 2	H ₂	0.0027	0.0022	0.1140	0.1857
		H ₂ O	0.4829	0.3928	0.3716	0.2093

Tabelle 7: Oxidationsverhalten einer Eisenschmelze bei T = 1873 K

In Tabelle 7 sind die Ergebnisse der Berechnungen zusammengestellt. Es wurden wieder die Fälle a ($(\Sigma\psi)_0 = 10 \%$, p = 1 bar) und b ($(\Sigma\psi)_0 = 5 \%$; p = 6 bar) betrachtet. In den Fällen a1 und b1 ist angenommen, daß keine Eisenarmierung im Beton existiert, wogegen in den Fällen a2 und b2 11 Gew.- % Armierungseisen enthalten sind, die zusammen mit den Silikaten abschmelzen.

Die Berechnungen ergeben, daß zunächst über lange Zeiträume Wasserstoff und Wasserdampf in einem Partialdruckverhältnis nach Maßgabe der Koexistenzlinie α in Bild 9 abgegeben werden. (Gleichgewicht 1). Wenn die Sauerstoffkonzentration in der metallisch-oxidischen Mischphase so weit angewachsen ist, daß die Schichthöhe nicht mehr ausreicht, um den Wasserdampf entsprechend dem chemischen Gleichgewicht zu reduzieren, so verschiebt sich das Partialdruckverhältnis zu Gunsten von Wasserdampf. Diese Übergangsphase ist in einigen Minuten abgeschlossen, wenn die Schmelze so weit aufoxidiert ist, daß nur noch Eisen-

2-Oxid FeO vorliegt. Dann stellt sich das Gleichgewicht 2 ein. In den Fällen (a1, b1) wird ein Partialdruckverhältnis zwischen Wasserdampf und Wasserstoff nach Maßgabe der Koexistenzlinie γ in Bild 9 erreicht; das bedeutet, daß Wasserstoff nur noch in vernachlässigbaren Mengen aus der Schmelze abgegeben wird. Wird jedoch in den Fällen (a2, b2) abschmelzendes Armierungseisen berücksichtigt, so wird dieses frisch erschmolzene Eisen zu Eisen-2-Oxid oxidiert und die entsprechende stöchiometrische Menge Wasserstoff von der Schmelze abgegeben.

Die Oxidationszeiten der Schmelze für den Übergang vom Gleichgewicht 1 zum Gleichgewicht 2 werden ebenfalls in Tabelle 7 wiedergegeben.

Die in Tabelle 7 angegebenen Werte gelten für die zeitlich konstante Temperatur der Schmelze $T_K = 1873 \text{ K}$. Bei höheren Temperaturen der Schmelze werden die Abschmelzgeschwindigkeiten und damit die Mengenströme des freigesetzten Wasserdampfes erhöht. Nach Aussage von Bild 9 wird das chemische Gleichgewicht bei steigender Temperatur kaum verändert; die Diffusionskoeffizienten werden jedoch vergrößert, so daß lediglich die Übergangsphase von Gleichgewicht 1 zu Gleichgewicht 2 verkürzt wird. Wegen des erhöhten Angebots von Wasserdampf erfolgt die Oxidation der Schmelze rascher.

Die in diesem Abschnitt ermittelten Ergebnisse gelten nur für die Voraussetzung einer durchgehenden homogenen Stahlschicht, die von den Blasen durchdrungen werden muß. Da einerseits die metallische Phase und die oxidische Phase etwa die gleiche Dichte haben können und da andererseits die metallische Phase eine wesentliche höhere Oberflächenspannung hat als die oxidische, so kann die metallische Phase, gefördert durch die Rührwirkung der Blasen, in Tropfenform in der oxidischen Schmelze vorliegen. In diesem Fall (Fall d in Bild 1) wäre der Kontakt des Wasserdampfes mit dem Stahl behindert und damit die Reduktion des Wasserdampfes zu Wasserstoff stark gehemmt.

6. Schlußfolgerungen

Der Wärmeübergang zwischen Kernschmelze und Beton wird durch den bei dem Zersetzungsvorgang des Betons freiwerdenden Wasserdampf bestimmt. Dieser bildet eine instabile Dampfschicht zwischen Beton und Kernschmelze. Der Wärmetransport durch diesen Dampffilm erfolgt durch Strahlung und Leitung. Von dem Dampffilm lösen sich Dampfblasen ab. Das erschmolzene Silikat wird im Nachlauf der Dampfblasen in die Kernschmelze transportiert und geht dort in Lösung. Durch die Rührwirkung der Gasblasen stellen sich in den einzelnen Schichten der Kernschmelze jeweils konstante Temperaturen ein.

Wärmeströme und Abschmelzraten können bei vorgegebener Temperatur der Kernschmelze berechnet werden. Aus der Abschmelzrate folgt die Freisetzungsrate des Wasserdampfes. Niedriger Wassergehalt des Betons führt zu einer erhöhten Wärmeabfuhr aus der Kernschmelze, damit ist jedoch eine erhöhte Zersetzungsgeschwindigkeit des Betons verbunden.

Beim Durchlaufen der Wasserdampfblasen durch die metallische Schmelze wird unter Bildung von Eisenoxiden gasförmiger Wasserstoff freigesetzt. Unter der Voraussetzung, daß eine durchgehende metallische Schicht vorliegt, kann nach den bisherigen Modellrechnungen davon ausgegangen werden, daß über einen langen Zeitraum ($\tau > 40$ h) Wasserstoff und Wasserdampf nach Maßgabe des chemischen Gleichgewichts abgegeben wird.

Es ist beabsichtigt, die Modelle zur Betonzersetzung und zur Oxidation der Stahlschicht als Grundlage zur Beschreibung des Langzeitverhaltens der Wechselwirkung zwischen Kernschmelze und Beton anzuwenden.

Literatur:

- /1/ Hassmann, K., J. Artnik: Unfallablaufanalysen unter der Annahme hypothetischen Kernschmelzens beim LWR. Reaktortagung Mannheim 1977.
- /2/ Peehs, M.: Investigations of Molten Corium Phases, IAEA Symposium on High Temperature Thermodynamics of Nuclear Materials, Wien, Okt. 1974
- /3/ Nazaré, S., G. Ondracek, B. Schulz: KFK 2217 (Okt. 1975)
- /4/ Wendehorst, R.: Baustoffkunde, Hannover 1972
- /5/ Kordina, K., U. Schneider: Über das Verhalten von Beton unter hohen Temperaturen. Betonwerk- und Fertigteiltechnik (1975), S. 572 - 582.
- /6/ Hollek, H., A. Skokan: PNS-Halbjahresbericht 2/76 KFK 2345 (Feb. 1977)
- /7/ Landau, H.G.: Quarterly of appl. Math. 8 (1950), S. 81-94
- /8/ Berenson, P.J.: J. Heat Transfer 83C (1961), S. 351-358
- /9/ Milne-Thomson, L.M.: Theoretical Hydrodynamics, New York 1968
- /10/ Lao, J. Barry, L.E., Balzhiser, R.E.: Proc. Int. Heat Transfer Conf. 4, Paris, 1970
- /11/ Sernas, V., Lienhard, J.H., Dhir, V.K.: Int. J. Heat Mass Transfer 16 (1973), S. 1820 - 1821
- /12/ Light Water Reactor Safety Research Program, Sandia Laboratories Quarterly Report, January-March 1976, SAND 76 - 0369

- /13/ Ondracek, G., IMF, GfK, mündliche Mitteilung

- /14/ Barin, I., Knacke, O.: Thermochemical properties of inorganic substances, Berlin, Heidelberg, New York 1973

- /15/ D'Ans-Lax: Taschenbuch für Chemiker und Physiker Band I, Berlin, Heidelberg, New York 1967

- /16/ Okohira, K.; D. Papamantellos, K.W. Lange, H. Schenck: Archiv f. Eisenhüttenwesen 42 (1971) 5, 5.311-317

- /17/ Leibowitz, L. (Herausg.): Properties for LMFBR Safety Analysis ANL - CEN - RSD - 76 - 1, Argonne National Laboratory (1976)

- /18/ Schmidt, E. (Herausg.): Properties of Water and Steam in SI-Units, Berlin, Heidelberg, New York 1969

- /19/ Peehs, M., Kraftwerk Union, Erlangen, mündliche Mitteilung

- /20/ Oeters, F. in: Dahl, W., K.W. Lange (Herausg.): Kinetik metallurgischer Vorgänge bei der Stahlherstellung Düsseldorf 1972, S. 129-131