

Masterarbeit

**Modellentwicklung zur Beschreibung des
Temperaturverlaufes einer Salzschlacke im
Inneren eines Abkühlaggregates**

erstellt für

**Institut für Verfahrenstechnik des industriellen
Umweltschutzes**

Leoben, Februar 2013

Vorgelegt von

Christoph Löschenbrand
0635208

Betreuer

Ao.Univ.Prof. Dipl.-Ing. Dr.techn. Christian Weiß

EIDESSTATTLICHE ERKLÄRUNG

Ich erkläre an Eides statt, dass ich diese Arbeit selbständig verfasst, andere als die angegebenen Quellen und Hilfsmittel nicht benutzt und mich auch sonst keiner unerlaubten Hilfsmittel bedient habe.

AFFIDAVIT

I declare in lieu of oath, that I wrote this thesis and performed the associated research myself, using only literature cited in this volume.

Datum

Unterschrift

Danksagung

Damit ich die hier vorliegende Arbeit verfassen konnte, benötigte ich die Mithilfe vieler Menschen, Ihnen gilt mein Dank. In erster Linie meinem Betreuer Ao. Univ. Prof. DI Dr. techn. Christian Weiß für die Unterstützung in allen Phasen dieses Projektes. DI Fritz Kittinger, der mit vielen Ratschlägen und seinen handwerklichen Fähigkeiten stets zur Hilfe stand. Meinem Bruder DI Stefan Löschenbrand, der maßgeblich die Endversion dieser Arbeit beeinflusst hat. Und DI Xaver Hochwallner, Sophie Janisch-Pryce BA und Joanna Francis, die bei abschließenden Verfeinerungen mitgewirkt haben.

Ich möchte auf diesem Wege auch meinen Eltern danken. Sie haben mich seit Beginn meines Studiums unterstützt und damit auch Anteil an dieser Diplomarbeit.

Kurzfassung

In der Sekundäraluminiummetallurgie entsteht während des Rückgewinnungsprozesses der Abfallstoff Salzschlacke. Die Schlacke enthält einen kleinen Anteil an metallischem Aluminium, das in Aufbereitungsprozessen zurückgewonnen wird. Die Salzschlacke scheidet aus diesem Prozess bei sehr hohen Temperaturen aus. Die Lagerung bei hohen Temperaturen führt zu einer Wertminderung der Salzschlacke durch Aluminiumbrand. Daher wurde von der Firma Kärntner Maschinenfabriken Egger GmbH (kurz KMF) ein Aggregat entwickelt, mithilfe dessen die Salzschlacke aktiv abgekühlt wird.

In dieser Arbeit wurde in MATLAB ein numerisches Modell entwickelt, das den Abkühlverlauf der Salzschlacke im Inneren des KMF- Aggregates berechnet. Erste Modellergebnisse konnten bereits realistische Temperaturvorläufe prognostizieren, die bisher erreichte Genauigkeit reicht aber für eine industrielle Anwendung nicht aus. Um die Genauigkeit des Modelles zu erhöhen, sind Messungen am Aggregat sowie Kalibrationsversuche nötig.

Ein weiterer Teil dieser Arbeit beschäftigte sich mit der Analyse einer Salzschlacke mithilfe diverser Mess- und Berechnungsmethoden. Die Analyse dient dazu, die für die numerische Simulation benötigten Stoffparameter der Salzschlacke zu bestimmen. Auf Basis dieser Ergebnisse konnte ein Set an Analysenmethode festgelegt werden, die in sehr kurzer Zeit eine vollständige Charakterisierung ermöglichen. Es steht noch aus, dieses Set anhand anderer Salzschlacken auf Validität zu überprüfen.

Abstract

During the recycling of aluminium residual salt slag is produced. The slag contains small amounts of metallic aluminium which is extracted from the slag through various retrieval processes. When the slag is produced during the metallurgic process its temperature is very high, therefore it has to be stored until the temperature is low enough for the retrieval processes to start. Storing slag in that way has a disadvantage: the amount of aluminium slowly decreases because of aluminium oxidation inside the hot salt slag. The Kärntner Maschinen Fabriken Egger GmbH (short: KMF) has therefore constructed an apparatus in which the salt slag is cooled down so the oxidation is prevented or slowed.

In this thesis a program has been configured in MATLAB that allows one to estimate the temperature decrease in a salt slag during the cooling process within the KMF - machine. First results show that the program has the ability to forecast reasonable temperature decrease rates, but the accuracy is still too low for full industrial implementation. To increase the accuracy both measurements on the apparatus itself and additional experiments for calibration of the model were needed.

Various analytical and calculation methods were used to find the salt slag parameters needed for the program mentioned above. One set of analytical methods was developed that allow a full parameter generation of a particular salt slag within a few hours. This set of methods still needs to be tested for validity on various salt slags.

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung.....	1
1.1	Bedeutung der Kühlung von Salzschlacke.....	1
1.2	Zielsetzung der Arbeit.....	1
1.3	Aufbau der Arbeit.....	1
2	Theoretischer Hintergrund zur Sekundäraluminiummetallurgie und im speziellen zur Salzschlacke.....	3
2.1	Einführung.....	3
2.2	Sekundäraluminiummetallurgie.....	3
2.2.1	Ursprung der Aluminiumschrotte.....	3
2.2.2	Verarbeitung der Schrotte und Aluminiumoxidation.....	3
2.2.3	Einsatz von Schmelzsalzen.....	4
2.3	Salzschlacke.....	5
2.3.1	Einleitung.....	5
2.3.2	Umweltproblematik.....	5
2.3.3	Aufbereitung der Salzschlacke.....	6
2.4	Kühlung der Salzschlacke.....	6
2.4.1	Salzschlackenkühler.....	6
2.4.2	Nummerische Modellierung des Salzschlackenkühlers.....	7
3	Der Schlackenkühler und dessen Modellierung.....	9
3.1	Beschreibung des Schlackenkühlers.....	9
3.1.1	Aufbau.....	9
3.1.2	Funktionsbeschreibung.....	10
3.1.3	Prozessparameter.....	10
3.2	Beschreibung des Modelles.....	10
3.2.1	Beschreibung des Temperaturverlaufes der Schlacke.....	10
3.2.2	Austauschfläche der Kühlhaube F_{KH}	11
3.2.3	Spez. Wärmestrom über die Kühlhaube.....	11
3.2.4	Berechnung des Wärmedurchgangskoeffizient über die Kühlhaube $k_{W,KH}$	13

3.2.5	Austauschfläche des Schlackenbehälters F_{SB}	22
3.2.6	Spez. Wärmestromes über den Schlackenbehälters.....	22
3.2.7	Berechnung des Wärmedurchgangskoeffizient über den Schlackenbehälter $k_{W,SB}$	22
3.2.8	Betrachtungen zum Bedeckungsgrad.....	28
3.3	Umsetzung des Modelles anhand von MATLAB.....	31
3.3.1	Beschreibung des EXCEL – Datenblattes	31
3.3.2	Programmstruktur Schlackenkühlermodell	31
4	Salzschlackenanalyse.....	34
4.1	Einleitung.....	34
4.2	Messung der Dichte δ , der Schüttdichte δ_{bed} und der Porosität ψ	34
4.2.1	Dichte	34
4.2.2	Schüttdichte	34
4.2.3	Porosität	35
4.3	Zusammensetzung der Salzschlacke	35
4.3.1	Herkunft und qualitative Beschreibung	35
4.3.2	Röntgenfluoreszenzanalyse.....	35
4.3.3	Röntgen – Diffraktometrie	37
4.3.4	Atomspektroskopie ICP	37
4.3.5	Messung der Löslichkeit in Wasser	38
4.3.6	Aluminiumgehaltsmessung	38
4.3.7	Zusammenfassung der Analyseergebnisse.....	39
4.4	Wärmeleitfähigkeit der Salzschlacke λ_{bed}	40
4.4.1	Wärmeleitfähigkeit eines Salzschlackenmischstoffes λ_p	40
4.4.2	Berechnung der Wärmeleitfähigkeit der Salzschlacke λ_{bed}	41
4.5	Spezifische Wärmekapazität c_p	42
4.6	Einfluss der Korngrößenverteilung.....	43
4.7	Zusammenfassung: Schnellcharakterisierung	43
5	Versuche zur Validierung der numerischen Modelle und Versuche.....	44

5.1	Einleitung.....	44
5.2	Verwendete Geräte.....	44
5.2.1	Reaktor.....	44
5.2.2	Muffelofen.....	44
5.2.3	Reaktorlagerung mit Drehantrieb.....	45
5.3	Versuche.....	45
5.3.1	Versuch 1: Aufheizen im Ofen (stehend).....	45
5.3.2	Versuch 2: Abkühlen bei Raumtemperatur (stehend und liegend).....	47
5.3.3	Auswertung der Versuche 1 und 2.....	50
5.3.4	Versuch 3: Abkühlen bei rotierendem Reaktor.....	51
6	Gegenüberstellung: Modellergebnisse vs. Versuchsergebnisse der Pilotanlage.....	63
6.1	Einleitung.....	63
6.2	Testversuche an der Pilotanlage.....	63
6.2.1	Versuch 1 am 11.01.2013.....	63
6.2.2	Versuch 2 am 11.01.2013.....	64
6.3	Zusammenfassung.....	64
7	Zusammenfassung und Ausblick.....	66
8	Verzeichnisse.....	67
8.1	Diagramme.....	67
8.2	Tabellen.....	68
9	Literatur.....	70
Anhang	71
A	Zwischenergebnisse aus Kapitel 3.....	71
B	Schlackenkühlermodell – MATLAB Sourcecode.....	73
C	Zwischenergebnisse aus Kapitel 5 – Versuch 3.....	76
D	Teillösungen der Wärmeleitungsgleichung.....	80
E	Aluminiumgehaltmessung der Salzschlacke.....	81

1 Einleitung

1.1 Bedeutung der Kühlung von Salzschlacke

In der Aluminiumsekundärmetallurgie fällt als Abfallprodukt aluminiumhaltige Salzschlacke (auch Salzkuchen oder Salzkrätze) an. Das Aluminium kann über diverse Aufbereitungsprozesse aus der Schlacke zurückgewonnen werden. Direkt nach dem metallurgischen Prozess weist die Schlacke eine sehr hohe Temperatur auf und muss abkühlen, bevor die Rückgewinnung gestartet wird. Während dieses Abkühlvorganges kann das in der Schlacke enthaltene Aluminium mit dem Sauerstoff aus der Umgebung zu Aluminiumoxid abbrennen. Durch diesen Vorgang wird der Wertstoffanteil der Schlacke reduziert und durch die Reaktionsenthalpie der Oxidation der Abkühlvorgang noch weiter abgebremst. Für den Gesamtprozess bedeutet der verlangsamte Abkühlvorgang längere Lagerzeiten und dadurch erhöhte Kosten.

Als Abhilfe dafür wurde von der Kärntner Maschinenfabriken Egger GmbH (kurz: KMF) in Zusammenarbeit mit der Firma Metrodesign die Idee zu einem Aggregat entwickelt, in welchem die Schlacke direkt nach dem metallurgischen Prozess aktiv abgekühlt wird. Dadurch dämmt man den Aluminiumabbrand ein und reduziert die Lagerzeit.

1.2 Zielsetzung der Arbeit

Die Arbeit wurde während der Zeit der Entwicklung und Konstruktion des Schlackenkühleraggregates verfasst und diente noch vor seiner Fertigstellung zur Unterstützung bei der Dimensionierung diverser technischer Parameter.

Das grundlegende Ziel der Arbeit war es, den Abkühlvorgang der Schlacke im Schlackenkühler numerisch nachzubilden. Um dies zu realisieren musste zum einen eine repräsentative Schlacke charakterisiert und zum anderen ein numerisches Modell aufgebaut werden, welches die Abkühlwirkung des Schlackenkühlers exakt beschreibt.

1.3 Aufbau der Arbeit

In Kapitel 2 „Theoretischer Hintergrund zur Sekundäraluminiummetallurgie und im speziellen zur Salzschlacke“ werden die Sekundäraluminiummetallurgie und Hintergründe zur Salzschlacke erläutert. Auch wird im Detail erörtert, welche Problematiken bei der Haldenlagerung auftreten und welche Vorteile der Schlackenkühler bietet. Weiter wird beschrieben, wie das Ziel des Simulationsmodelles lautet und welche Vorteile durch seine Erstellung entstehen. In Kapitel 3 „Schlackenkühler und dessen Modellierung“ wird der Schlackenkühler und seine Funktionsweise im Detail erklärt. Basierend darauf wird die physikalische und mathematische Modellierung des Kühlers abgeleitet. Am Ende des Kapitels wird die numerische Umsetzung in MATLAB erklärt. In Kapitel 4 „Salzschlackenanalyse“ wird eine von der KMF zur Verfügung gestellte Salzschlacke analysiert um die für die Modellierung benötigten Daten zu erhalten. Am Ende dieses Kapitels wird ein Set an Analysemethoden vorgestellt, die eine Salzschlacke mit wenig Aufwand vollständig für die Umsetzung im Simulationsmodell charakterisieren. In Kapitel 5 „Versuche zur Validierung der numerischen Modelle“ werden zunächst die Ergebnisse von Versuchen gezeigt, welche die Genauigkeit der Charakterisierung aus Kapitel 4 überprüfen und verfeinern. Zudem werden hier Versuche vorgestellt, die eine reduzierte Form des Abkühlungsmodelles aus Kapitel 3 darstellen, um die Genauigkeit des eigentlichen Modelles zu verbessern bzw. abzuschätzen. In Kapitel 6 „Gegenüberstellung: Modellergebnisse vs. Versuchsergebnisse“ sind die Ergebnisse aus Versuchen

am Schlackenkühler dem Modell gegenübergestellt. Darauf basierend werden Schlussfolgerungen über die Genauigkeit des Modelles und Strategien zu dessen Verbesserung erklärt. In Kapitel 7 „Zusammenfassung und Ausblick“ befindet sich eine Zusammenfassung über den aktuellen Projektstand sowie Anregungen und Ideen über dessen Weiterführung. Auf den Inhalt des Anhangs wird im Verlauf dieser Arbeit verwiesen. Er enthält Rechenergebnisse für die Modellierung, den Source-Code des Modelles, Details zu den Charakterisierungsmethoden und ähnliches.

2 Theoretischer Hintergrund zur Sekundäraluminiummetallurgie und im speziellen zur Salzschlacke

2.1 Einführung

Im folgenden Kapitel wird in groben Zügen das Gebiet der Sekundäraluminiummetallurgie vorgestellt. Im Speziellen wird der Reststoff Salzschlacke diskutiert, da er bei dieser Arbeit im Vordergrund steht. Die Diskussion über diesen Reststoff wird direkt zur Idee des Salzschlackenkühlers führen und erklären, warum seine Entwicklung nützlich ist. Zuletzt wird die Aufgabe der Diplomarbeit detailliert erklärt und aufgezeigt, welchen Nutzen ihre Ergebnisse bringen sollen.

2.2 Sekundäraluminiummetallurgie

Die Sekundäraluminiummetallurgie beschäftigt sich mit dem Recycling von Aluminium bzw. dessen Legierungen aus aluminiumhaltigen Schrotten.

2.2.1 Ursprung der Aluminiumschrotte

Die Herkunft des Schrottes ist unterschiedlich, er kann z.B. aus Neuschrotten (Aluminiumschrott der bereits in Produktionsstätten anfällt), Altschrotten, aus dem Hausmüll, Krätzen und anderen Quellen stammen. Die Schrotte weisen je nach Herkunft Verunreinigungen wie etwa Öl, Kunststoffe, Schmutz, nichtmetallische oder metallische Fremdbestandteile, usw. auf. Detaillierte Auflistungen zu unterschiedlichen Schrotten und Ihren typischen Kontaminationen finden sich bei Krone (Krone, 2000) oder in einer Monographie des Umweltbundesamtes (Boin et al., 2000).

2.2.2 Verarbeitung der Schrotte und Aluminiumoxidation

Die Schrotte werden zunächst grob aufbereitet, d.h. sie werden je nach Bedarf zerkleinert, gereinigt, sortiert oder ähnliches. Danach werden sie in einem Ofen eingeschmolzen, um die Al-Rückgewinnung zu ermöglichen. Hier sei erwähnt, dass Aluminium nur dann zurückgewonnen werden kann, wenn es in metallischer Form vorliegt (Krone, 2000). Dies bedeutet, dass oxydisches Aluminium - wie etwa Aluminiumoxid Al_2O_3 - nicht wiederverwertbar ist. Beim Einschmelzen herrscht jedoch stets die Gefahr des Aluminiumabbrandes, d.h. der Umwandlung des Wertstoffes Aluminium in minderwertiges Aluminiumoxid. Hier reagiert das Aluminium mit dem atmosphärischen Sauerstoffs zu Aluminiumoxid nach der Formel (2.1).



Die Oxidationsreaktion ist mit $\Delta H_{298K} = -1656,864 \text{ [kJ mol}^{-1} \text{ K}^{-1}]$ bzw. $\Delta H_{1000K} = -1506,952 \text{ [kJ mol}^{-1} \text{ K}^{-1}]$ stark exotherm. Die Gleichgewichtskonstante k_p bzw. $\ln(k_p)$ beträgt bei 1000 Kelvin $\ln(k_{p, 1000K}) = 70,23$. Dies bedeutet, dass die Reaktion bereits bei einem sehr geringen Sauerstoffanteil in der Luft abläuft. Trotz dieser hohen Reaktivität würde sich ein Block reines Aluminium nicht vollständig in Aluminiumoxid umwandeln: Der Grund dafür ist die Tatsache, dass das Aluminiumoxid eine schützende Außenhaut bildet, die den Sauerstoff nicht ins Innere eindringen lässt. So wird also an der Oberfläche des Blockes zwar sofort eine Oxidschicht gebildet, der Oxidationsprozess danach aber durch die blockierende Wirkung dieser Schicht gehemmt. Je nach Temperatur nimmt die hemmende Wirkung ab: Bei Temperaturen unterhalb von 300 °C ist das Wachstum der Oxidschicht nur mehr sehr langsam, es bildet sich eine Schicht von etwa 2-10 nm. Bei Temperaturen nahe des Schmelzpunktes ($\Theta_{\text{melt,Al}}=660,32 \text{ °C}$) wird die Schicht maximal 0,2 µm dick (Krone, 2000).

Problematisch ist die Oxidation bei flüssigem Aluminium: Obwohl sich an der Oberfläche ebenfalls die schützende Oxidschicht bildet, können durch Bewegung der Schmelze bzw. durch Umwandlungsvorgänge in der Schicht Risse entstehen, durch die Luftsauerstoff zu weiterem, unoxidiertem Aluminium gelangen kann. Bei ruhenden Schmelzen beträgt die Oxidschicht etwa 1 μm , bei Oxidationszeiten von etwa 10 Stunden (Krone, 2000).

Da aufgrund der hohen Gleichgewichtskonstante die Oxidation durch eine evakuierte Atmosphäre nur äußerst aufwendig zu unterbinden ist, benötigt man eine spezielle Strategie, um das Aluminium während des Aufschmelzens zu schützen. Dies gelingt etwa durch Überflutung im Ofen mit schützendem flüssigem Metall oder durch den Einsatz von Schmelzsalzen.

2.2.3 Einsatz von Schmelzsalzen

Werden vor allem verunreinigte Schrotte recycelt, sind nach Stand der Technik Schmelzsalze im Ofen eingesetzt. Sie haben neben ihrer Schutzfunktion gegenüber dem Luftsauerstoff auch eine reinigende Wirkung. Sie bestehen üblicherweise aus Natriumchlorid NaCl , Kaliumchlorid KCl und Zusätzen von Flussspat CaF_2 oder Kryolith $\text{Na}_3[\text{AlF}_6]$ und erfüllen nach Krone folgende Aufgaben (Krone, 2000):

- Ablösen von oberflächlichen Verunreinigungen am Schrott und Aufnahme dieser Verunreinigungen, dadurch
- Ermöglichen einer Koagulation zwischen den Schmelztropfen zur Bildung einer Schmelze und schließlich
- Schutz des Aluminiums vor weiterer Oxidation durch Abdeckung der Schmelze gegenüber der Atmosphäre

Typischerweise wird als Schmelzofen ein Drehtrommelofen eingesetzt. Hier wird ausreichend Schmelzsalz vorgegeben, so dass im Inneren des Ofens ein Schmelzbad entsteht. Der Schrott wird in diesem Bad eingetaucht und ist damit stetig vor Oxidation an der Atmosphäre geschützt. Der Anteil an zugegebenem Schmelzsalz ist dementsprechend hoch, der Salzfaktor SF beträgt in etwa $SF = 0,8 - 1,2$ und ist nach Formel (2.2) definiert. Der Einsatz von Schmelzsalz sollte jedoch möglichst niedrig sein, da große Mengen einige Nachteile mit sich bringen: Die Salzschnmelze führt zu Metallverlusten da sie Aluminium bzw. Aluminiumlegierungen lösen kann. Dieses gelöste Metall tritt dann an die Oberfläche des Schmelzbades und oxidiert dort zu unbrauchbarem Aluminiumoxid. Des Weiteren können in der Salzschnmelze ganze Metalltropfen suspendiert vorliegen und so in der Salzschnschlacke (= Rückstand der am Ende im Ofen zurückbleibt) verbleiben anstatt beim Abstich mit dem restlichen Metall abzufließen. Zudem gilt die Salzschnschlacke als gefährlicher Abfall und verursacht Entsorgungskosten. Höhere Einsatzmengen an Salzschnmelze bedeuten direkt höhere Mengen an Salzschnschlacke. Daher wird der Einsatz von „trockenen“ Verfahren, also von Verfahren mit möglichst wenig Salzschnmelze, immer beliebter. In diesem Fall ist die Salzmenge so gering, dass die Salzschnschlacke am Ende des Verfahrens nicht flüssig vorliegt. Deswegen muss die Ausführung des Ofen kippbar sein um die Salzschnschlacke aus zu tragen. Beim Kipptrommelofen kann die Salzschnschlacke ausgeleert werden, er ermöglicht eine Betriebsweise bei geringerem Salzanteil, der Salzfaktor liegt hier im Bereich von $SF < 0,5$.

$$SF = \frac{m_{Salz}}{m_{Schrott}} * \frac{100}{100\% - \eta_{Metall}} \quad (2.2)$$

m_{Salz} ... erforderliche Salzmenge

η_{Metall} ... Metallausbeute in der Probeschmelze

Der genaue Bedarf an Schmelzsalz hängt vom Verunreinigungsgrad, der Art des Schrottes (Partikelform, Korngrößen, usw.) und vom Ofentyp ab und wird beim Probeschmelzen abgeschätzt. Der Bedarf wird über den Salzfaktor angegeben.

Nach dem vollständigen Einschmelzen des Schrottes im Ofen wird die Aluminiumschmelze auf etwa 800 °C Abstichtemperatur überhitzt und über ein Abstichloch abgegossen. Dieses Abstichloch ist derart bemessen, dass die viskosere Salzschlacke nicht durchlaufen kann und das Loch wieder verschließt. Beim Drehtrommelofen wird die Salzschlacke über ein breiteres Loch abgestochen. Beim Kipptrommelofen wird der Ofen gekippt und so die Salzschlacke ausgeschargt (Krone, 2000).

2.3 Salzschlacke

2.3.1 Einleitung

Wie aus Kapitel 2.2 ersichtlich, befinden sich im Abfallstoff Salzschlacke unterschiedlichste Bestandteile, die aus der Salzschmelze und den Verunreinigungen des Schrottes stammen. Die typische Zusammensetzung von Salzschlacken nach Krone ist in Tabelle 2.1 dargestellt

Tabelle 2.1: Bestandteile einer typischen Salzschlacke nach Krone (Krone, 2000)

Bestandteil	Gew. %
NaCl	40 - 50
KCl	18 - 20
andere Chloride	< 10
Al ₂ O ₃ , SiO ₂ – Al ₂ O ₃ , SiO ₂ , MgO und andere komplex verwachsene Oxide und Hydroxide	20-25
CaF ₂	1-2
Al _{metallisch}	4-10 (bzw. 5-20 ¹)

2.3.2 Umweltproblematik

Aufgrund der hohen Wasserlöslichkeit (40 – 60 % nach Krone bzw. 45 - 75% nach Angaben des österreichischen Umweltbundesamtes) kann die Schlacke zu einer Aufsatzung des Grundwassers führen. Darüber hinaus können sich in Verbindung mit Wasser explosive und giftige Gase wie etwa Wasserstoff H₂, Methan CH₄, Ammoniak NH₃, Schwefelwasserstoff H₂S und Phosphorwasserstoff PH₃ bilden. Gemäß Festsetzungsverordnung 1997, BGBl. II 227/1997 ist Salzschlacke als gefährlicher Abfall einzustufen und muss daher einer besonderen Behandlung zugeführt werden. Die Salzschlacke darf aufgrund des Gefährdungspotentials und den zur Verfügung stehenden Aufbereitungsmöglichkeiten in Österreich nicht deponiert werden (Boin et al., 2000).

¹ 5 – 20 Gew.:% Aluminium nach Angaben des österreichischem Umweltbundesamtes BOIN, U., LINSMEYER, T., NEUBACHER, F. & WINTER, B. 2000. Stand der Technik in der Sekundäraluminiumerzeugung im Hinblick auf die IPPC - Richtlinie. In: UMWELTBUNDESAMT (ed.).

2.3.3 Aufbereitung der Salzschlacke

Die Aufbereitung der Salzschlacke gelingt mit unterschiedlichen Verfahren die im Folgenden kurz gelistet werden. Es sei hier erwähnt, dass aufgrund des enthaltenen Wertstoffes Aluminium das Recycling der Salzschlacke auch ökonomisch interessant ist.

- B.U.S. Verfahren
- REKAL -Verfahren
- ALUSCAN- Verfahren

Beim B.U.S. –Verfahren, das heute typischerweise (in verschiedenen Variationen) angewendet wird, verbleibt von der Salzschlacke ein Oxidrest mit geringen Mengen an Aluminium und Salzen der z.B. der Zementindustrie zugeführt wird.

Allen Verfahren gemein ist ein Trennprozess zu Beginn der Prozesskette. Hier wird über eine Reihe von Mahl- und Siebvorgängen das enthaltene metallische Aluminium aufgeschlossen und abgetrennt. Das duktile Aluminium bildet während des Mahlens flache Plättchen und kann dadurch ausgesiebt werden.

2.4 Kühlung der Salzschlacke

Damit Schlacke gemalt werden kann, muss sie nach der Beförderung aus dem Ofen abkühlen. In der Praxis bedeutet dies für gewöhnlich, dass die Salzschlacke auf eine Halde geschüttet und dort gelagert wird, bis die Temperatur genügend abgesunken ist. Während sie abkühlt reagiert das in der Schlacke befindliche Aluminium mit dem Luftsauerstoff: Es findet Aluminiumabbrand statt, der Wertstoff wird weniger und aufgrund der Exothermie der Aluminiumoxidation wird der Schlackenhaufen zusätzlich erhitzt und damit die Lagerzeit verlängert, siehe Kapitel 2.2.2.

2.4.1 Salzschlackenkühler

Würde die Salzschlacke schneller abkühlen, so könnte der Aluminiumabbrand abgebremst werden und damit mehr Wertstoff in der Schlacke verbleiben, da die Reaktion - wie in Kapitel 2.2.2 erwähnt - spätestens bei Temperaturen $< 300\text{ °C}$ stoppt. Zudem würde dies die Lagerzeit der Schlacke verkürzen und hätte damit auch logistische Vorteile für den Betrieb. Auf Basis dieses Verbesserungspotentials wurde die Idee zum Bau eines Schlackenkühlers geboren, also einer Anlage, der die Salzschlacke direkt nach dem Ofen zugeführt wird und die die Schlacke schnell abkühlt. Die Kärntner Maschinenfabriken Egger GmbH (kurz: KMF) haben in enger Zusammenarbeit mit der Firma Metrodesign eine solche Versuchsanlage entwickelt und erhoffen sich daraus eine Verbesserung des Gesamtprozessablaufes. Der Lebenszyklus der Salzschlacke ist in Abbildung 2.1 vereinfacht dargestellt.

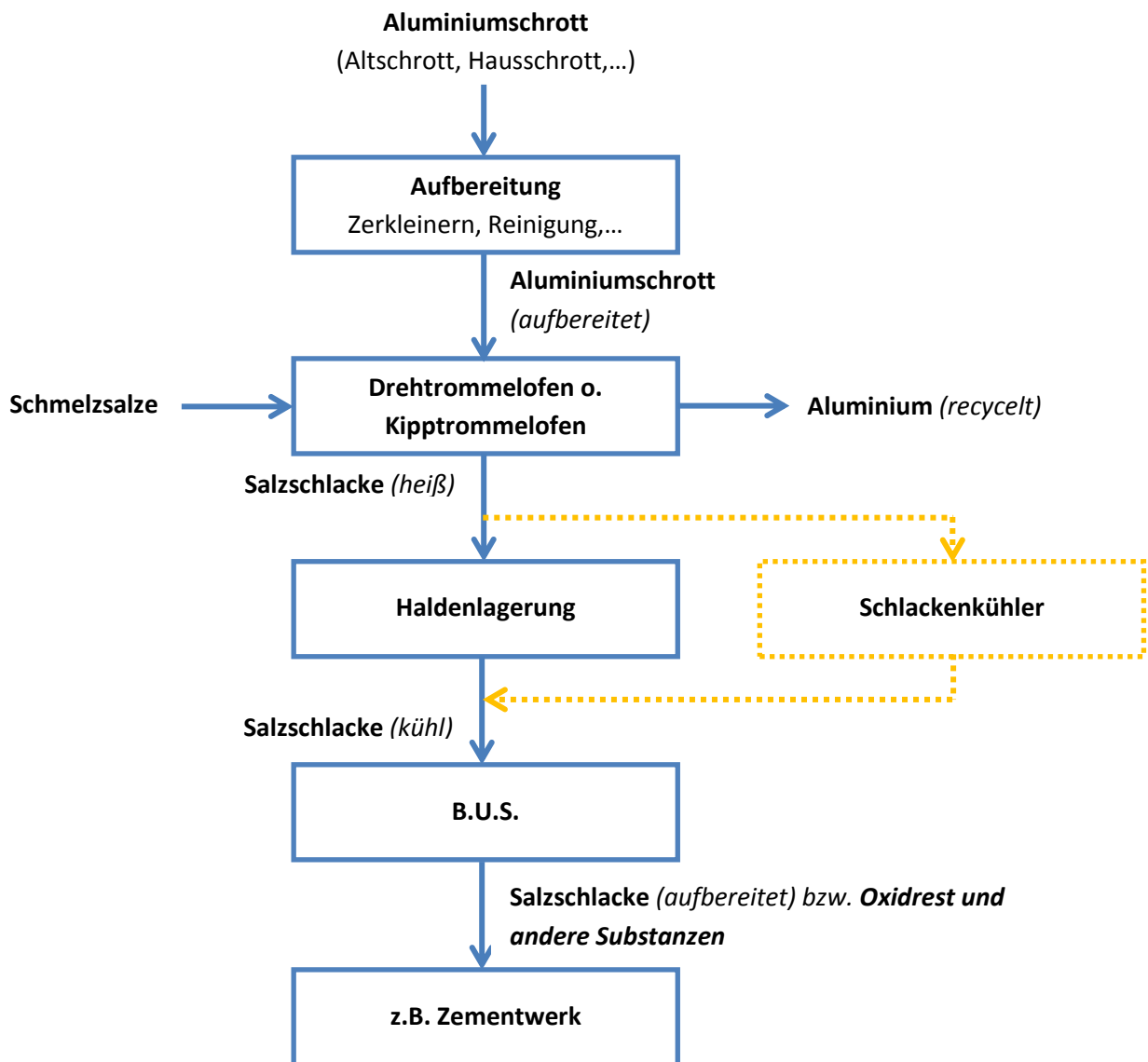


Abbildung 2.1: Lebenszyklus einer Salzschlacke

2.4.2 Numerische Modellierung des Schlackenkühlers

Ziel dieser Diplomarbeit ist die simulationstechnische Nachbildung des Schlackenkühlers. Mit anderen Worten: Es soll versucht werden, das Abkühlverhalten der Salzschlacke im Inneren des Schlackenkühlers physikalisch korrekt nachzustellen. Gelingt dies ausreichend genau, resultieren daraus mehrere Vorteile für die Entwicklung bzw. Verbesserung der Anlage: So ist zum einen eine Vorhersage möglich, welche Kühlmethode verwendet werden kann. Das heißt die Simulation hilft bereits bei der Konzipierung des Projektes Aussagen darüber zu treffen, welche Kühlstrategie verfolgt werden soll, um die erforderliche Kühlleistung zu erreichen. Zudem können bei einem Simulationsmodell sehr einfach Sensitivitäten untersucht werden, um festzustellen, welche Prozessparameter bzw. Anlagenteile –und Dimensionen starken bzw. schwachen Einfluss auf die Kühlleistung des Gerätes haben. Zudem kann ein gut funktionierendes Modell während des Betriebes eingesetzt werden, um den Abkühlprozess zu überwachen. Für den Anlagenbetreiber bietet es Informationen, die den Abkühlprozess begreifbarer, besser regulierbar und sogar vorhersehbar

darstellen. Information wie z.B. Prognosen zum Abkühlprozess könnten ansonsten nicht durchgeführt werden.

Damit ist klar, warum die Modellierung des Salzschlackenkühlers so interessant ist und als Ziel dieser Diplomarbeit gesetzt wurde.

3 Der Schlackenkühler und dessen Modellierung

3.1 Beschreibung des Schlackenkühlers

3.1.1 Aufbau

Der Schlackenkühler wurde von der Kärntner Maschinenfabriken Egger GmbH (kurz: KMF) in enger Zusammenarbeit mit der Firma Metrodesign entwickelt und ist in Abbildung 3.1 und Abbildung 3.2 anhand einer Fertigungsskizze schematisch dargestellt.

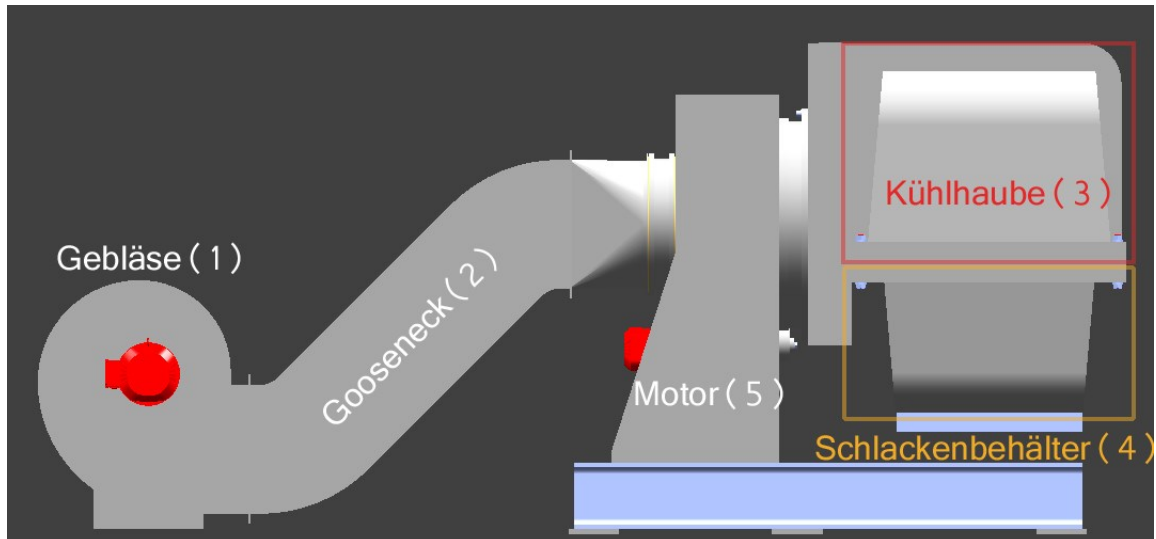


Abbildung 3.1: Prototyp des Schlackenkühlers - Aufriss

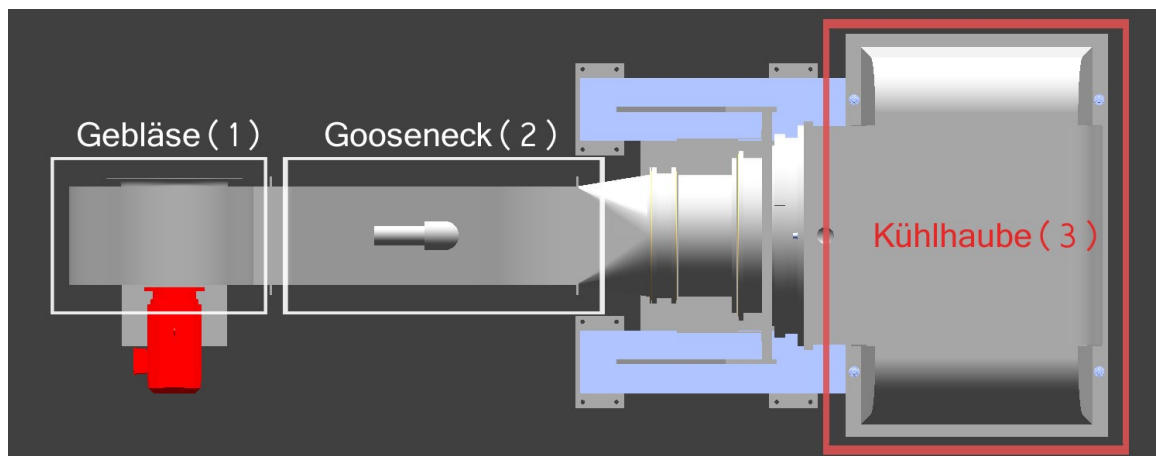


Abbildung 3.2: Prototyp des Schlackenkühlers - Grundriss

Der Schlackenkühler besteht aus folgenden Hauptkomponenten:

1. Gebläse
2. Anströmrrohr
3. Kühlhaube (doppelwandig)
4. Schlackenbehälter
5. Motor

Nach Angaben aus den Fertigungsplänen kann der Schlackenbehälter ungefähr $0,65 \text{ m}^3$ Schlackenmaterial aufnehmen. Bei einer Schüttdichte von $1152,6 \text{ [kg m}^{-3}\text{]}$ (siehe Kapitel 4.2.2) entspräche dies einer Salzschlackenmenge von etwa 750 kg . Das Innenvolumen der Kühlhaube beträgt etwa $0,817 \text{ m}^3$, das Gesamtinnenvolumen des Schlackenkühlers beträgt damit $1,467 \text{ m}^3$.

3.1.2 Funktionsbeschreibung

Füllprozess

Die Salzschlacke fällt bei der Aluminiumrückgewinnung als Reststoff an (siehe Kapitel 2.2.3). Sie wird aus dem Schmelzofen direkt in den Schlackenbehälter (4) geschüttet. Der gefüllte Schlackenbehälter wird mittels Gabelstapler zum Schlackenkühler transportiert und dort direkt an der Unterseite der Kühlhaube (3) montiert. In diesem Zustand, bildlich dargestellt in Abbildung 3.1 bzw. Abbildung 3.2, ist die Anlage startbereit.

Abkühlprozess

Das Gebläse (1) wird gestartet, saugt aus der Umgebung Luft ein und fördert die Luft über das Anströmrohr (2) an die Kühlhaube (3) heran. Die Kühlhaube ist doppelwandig ausgeführt: Im äußeren Bereich umströmt die Luft den Innenbereich der Kühlhaube und kühlt damit passiv die Salzschlacke im Inneren des Kühlhauben – Schlackenbehälter - Verbundes (kurz: Schlackentrommel). Am Ende der Kühlhaube verlässt die erhitzte Luft den Apparat. Der Schlackenbehälter (4) ist während des Abkühlens fix an der Kühlhaube montiert, wird jedoch nicht von der Kühlluft umströmt. Um den Abkühlvorgang zu beschleunigen ist ein Motor (5) installiert, mithilfe dessen die Schlackentrommel rotiert wird.

3.1.3 Prozessparameter

In Tabelle 3.1 sind einige wichtige Prozessparameter dargestellt.

Tabelle 3.1: Prozessparameter einer typischen Salzschlackencharge

Eigenschaft	Wert
Salzschlackenmenge	~500 kg je Charge
Schlackentemperatur am Beginn T_s^0	~1000 °C
Kühllufttemperatur am Eintritt T_k^0	~20 °C
Kühlluftmenge	3 - 10 [$\text{m}^3 \text{ s}^{-1}$]
Rotationengeschwindigkeit des Schlackenbehälters	3 [U min^{-1}]

3.2 Beschreibung des Modelles

In diesem Unterkapitel werden die numerische Modellierung des Schlackenkühlers und die dafür notwendigen Vereinfachungen erklärt.

3.2.1 Beschreibung des Temperaturverlaufes der Schlacke

Es sei angenommen, dass die Salzschlacke ideal durchmischt sei und als punktförmiger Wärmespeicher betrachtet werden kann. Damit ist die Temperatur der Schlacke T_s nur von der Zeit abhängig, es gilt $T_s = T_s(t)$ im Gegensatz zu $T_s = T_s(t,x,y,z)$. Bemerkung: Die Tatsache, dass die Schlacke *real* durchmischt ist (im Gegensatz zu *ideal*) wird in Kapitel 3.2.4.1 berücksichtigt. Für das Modell wird weiter angenommen, dass als einzige Wärmesenken die Kühlhaube \dot{Q}_{KH} und der Schlackenbehälter \dot{Q}_{SB} auftreten, sie werden jeweils über den spez. Wärmestrom (\dot{q}_{KH} bzw. \dot{q}_{SB}) und die Austauschfläche (F_{KH} bzw. F_{SB}) definiert. Damit ergibt sich Änderung der in der Salzschlacke enthaltenen Wärme Q_s über die Zeit nach Gleichung (3.1).

$$\frac{dQ_S}{dt} = \dot{Q}_{KH} - \dot{Q}_{SB} \quad (3.1)$$

Der Term Q_S kann erweitert werden und führt zu Gleichung (3.2).

$$\frac{d(V_S \cdot \rho_S \cdot c_{pS} \cdot T_S)}{dt} = F_{KH} \cdot \dot{Q}_{KH} - m_S \cdot c_{pS} \cdot \frac{dT_S}{dt} \quad (3.2)$$

Es wird angenommen, dass das Volumen V_S , die spez. Wärmekapazität c_{pS} und die Dichte ρ_S der Schlacke konstant sind, damit gilt $V_S(t) = V_S$, $\rho_S(t) = \rho_S$ und $c_{pS}(t) = c_{pS}$, es folgt Gleichung (3.3) zur Beschreibung des Temperaturverlaufes der Schlacke über die Zeit.

$$\frac{dT_S}{dt} = \frac{F_{KH} \cdot \dot{Q}_{KH}}{V_S \cdot \rho_S \cdot c_{pS}} - m_S \cdot c_{pS} \quad (3.3)$$

In den folgenden Kapiteln werden die Werte für die spez. Wärmeströme (\dot{Q}_{KH} bzw. \dot{Q}_{SB}) und die Austauschflächen (F_{KH} bzw. F_{SB}) ermittelt. Die Stoffdaten der Schlacke ρ_S und c_{pS} und werden in Kapitel 4 ermittelt.

3.2.2 Austauschfläche der Kühlhaube F_{KH}

Um den Schlackenkühler numerisch nachbilden zu können ist es nötig einige Vereinfachungen und Annahmen zu treffen. Anhand der Fertigungspläne der Kühlhaube wurde die Wärmeaustauschfläche ermittelt. Einige Details (Verschraubungen, Zusatzleisten, Einbuchtung an der Oberseite der Haube,...) wurden dabei nicht berücksichtigt, diese sind jedoch von geringer Bedeutung. Die Wärmeaustauschfläche F_{KH} besteht aus der Grundfläche der Haube und den 4 Seitenflächen, sie beträgt $4,02 \text{ m}^2$.

An der Außenseite der Wärmeaustauschfläche wurden über den gesamten Kühlhaubenumfang 4 Kühlrippen montiert, die eine Oberflächenvergrößerung auf $F_{KH,A} = 6,39 \text{ m}^2$ bewirken. Die weiteren Einflüsse der Kühlrippen werden im Verlauf dieses Kapitels näher erläutert.

3.2.3 Spez. Wärmestrom über die Kühlhaube

Der spez. Wärmestrom von der Salzschlacke über die Kühlhaube hin zur Kühlluft \dot{Q}_{KH} ist von der aktuellen Schlackentemperatur T_S und der Kühllufttemperatur T_K abhängig. Es gilt $\dot{Q}_{KH} = \dot{q}_{KH}(T_S, T_K)$. Während des Abkühlprozesses wird die Schlackentemperatur abnehmen, es gilt $T_S = T_S(t)$. Die Kühlluft wird je nach aktueller Schlackentemperatur unterschiedlich stark aufgewärmt. Zudem wird die Kühlluft entlang Ihres Weges in der Kühlhaube erwärmt, d.h. ihre Temperatur ist auch ortsabhängig, es gilt $T_K = T_K(T_S, x, y, z)$.

3.2.3.1 Verlauf der Kühllufttemperatur T_K

Da die Kühlluft mit einer sehr hohen Geschwindigkeit durch die Kühlhaube gepumpt wird, verbleibt sie nur für wenige Sekunden im Schlackenkühler. Um die Berechnungen zu vereinfachen wird angenommen, dass die Änderung der Schlackentemperatur T_S während dieser Durchlaufzeit marginal ist und sie daher vernachlässigt werden kann. Für die Berechnung des Kühllufttemperaturverlaufes zu einem bestimmten Zeitpunkt t_i kann die Schlackentemperatur T_S daher als konstant angesehen werden. Als weitere Vereinfachung wird angenommen, dass die Kühllufttemperatur nur von der x-Dimension abhängt: $T_K = T_K(x)$ und nicht $T_K = T_K(x, y, z)$. Diese Vereinfachung basiert auf der Vorstellung,

die Kühlluft müsse nicht die Kühlhaube in einem gebogenen Kanal durchqueren, der die rechteckige Kühlhaube umschließt, sondern dass dieser Kanal „gerade gebogen“ wurde und die gleiche Länge, jedoch keinerlei Kanten oder Umlenkungen aufweist und gerade auf einer Ebene liegt. Nimmt man weiter an, dass die Luft sehr stark durchmischt ist, was für den Fall des Schlackenkühlers durch die hohe Geschwindigkeit annähernd der Fall sein wird, so herrscht in y und z-Richtung kein Temperaturgradient und der Temperaturverlauf ist ausschließlich abhängig von der x-Dimension entlang des geraden Kanals. Die Länge dieses Kanals wird mit l_{KH} bezeichnet und kommt physikalisch nicht vor, sie wird in Kapitel 3.2.3.2 beschrieben und ermittelt.

3.2.3.2 Bestimmung von l_{KH}

Der Weg den die Kühlluft innerhalb der Kühlhaube zurücklegt, wird über Abschätzungen anhand der Fertigungspläne ermittelt. Er berechnet sich als Mittelwert aus

- dem halben Umfang der Bodenfläche mit 2,47 m (dies entspricht dem Weg der Luft seitlich um die Box herum)
- und dem Wert aus doppelter Haubenhöhe addiert zur Haubenlänge mit 2,16 m (dies entspricht dem Weg der Luft über die Oberkanten der Kühlhaube).

Der Mittelwert aus diesen beiden Weglängen ergibt den Weg, den die Kühlluft durchschnittlich zurücklegt, $l_{KH} = 2,31$ m.

3.2.3.3 Zusammenfassende Berechnungen

Die Kühllufttemperatur ist also für den Zeitpunkt t_i ausschließlich eine Funktion des Ortes mit $T_K = T_K(x)$ wobei gilt $T_K(0) = T_K^0$ und $T_K(l_{KH}) = T_{Kmax}$ mit l_{KH} als dem Laufweg, den die Kühlluft in der Haube durchstreift.

Gleichung (3.4) stellt die Wärmemenge dar, die über einen differentiell kleinen Streifen der Austauschfläche F_{KH} mit der Breite dx übertragen wird. Der Wärmedurchgangskoeffizient $k_{w,KH}$ ist der Wärmedurchgangskoeffizient zwischen der Kühlluft und der Salzschlacke über die Kühlhaube hinweg.

$$\frac{d\dot{Q}}{dx} = \kappa_{w,KH} \frac{F_{KH}}{l_{KH}} [T_S - T_K(x)] \quad (3.4)$$

Die linke Seite der Gleichung lässt sich erweitern, man erhält Gleichung (3.5)

$$\frac{d(\dot{Q} \frac{\rho_K(x)}{\rho_K})}{dx} = k_{w,KH} \frac{F_{KH}}{l_{KH}} [T_S - T_K(x)] \quad (3.5)$$

Es wird angenommen, dass der Massenstrom \dot{m}_K und die spez. Wärmekapazität der Luft c_{pK} konstant ist. Daraus folgt Gleichung (3.6).

$$dT_K(x) = - \frac{k_{w,KH}}{\dot{m}_K} \frac{F_{KH}}{l_{KH}} [T_S - T_K(x)] dx \quad (3.6)$$

Durch die Methode „Trennung der Variablen mit anschließender Integration“ und der Anfangsbedingung $T_K(x=0) = T_K^0$ lässt sich diese Differenzialgleichung lösen, siehe Gleichung (3.7). Man erhält den örtlichen Verlauf der Kühllufttemperatur $T_K(x)$ abhängig von der Schlackentemperatur T_S zum Zeitpunkt t_i und der Eingangstemperatur der Kühlluft T_K^0 .

$$T_K(x) = T_S + [T_K^0 - T_S] e^{-\frac{k_{W,KH} * F_{KH} * x}{l_{KH}}} \quad (3.7)$$

Wie oben erwähnt ist der spez. Wärmestrom \dot{q}_{KH} von der aktuellen Schlackentemperatur T_S und der Kühllufttemperatur T_K abhängig. Für die Kühllufttemperatur wurde der ortsabhängige Verlauf bereits ermittelt. Die Berechnung von $\dot{q}_{KH}(T_S, T_K)$ für einen bestimmten Zeitpunkt t_i erfolgt über eine Integralberechnung entlang der gesamte Kühlhaubenlänge l_{KH} , siehe Gleichung (3.8).

$$\dot{q}_{KH} = k_{W,KH} \frac{1}{l_{KH}} \int_0^{l_{KH}} [T_K(x) - T_S] dx \quad (3.8)$$

Setzt man Gleichung (3.7) in Gleichung (3.8) ein, so erhält man (3.9). Dies entspricht dem spez. Wärmestrom, der für eine bestimmte Schlackentemperatur T_S zwischen der Kühlluft und der Salzschlacke herrscht.

$$\dot{q}_{KH} = k_{W,KH} \frac{1}{l_{KH}} \int_0^{l_{KH}} [T_K^0 - T_S] e^{-\frac{k_{W,KH} * F_{KH} * x}{l_{KH}}} dx \quad (3.9)$$

3.2.4 Berechnung des Wärmedurchgangskoeffizient über die Kühlhaube $k_{W,KH}$

Der Wärmedurchgangskoeffizient k_w ist ein Maß für den Wärmestrom zwischen zwei Bereichen mit unterschiedlicher Temperatur, die von einer oder mehreren wärmeleitenden Schichten getrennt sind. Beispielsweise weist ein Verbund aus sehr wärmedurchlässigen Schichten einen hohen Wärmedurchgangskoeffizient auf.

Das Maß für die Durchlässigkeit einer einzelnen Schicht wird als Wärmeübergangskoeffizient α bezeichnet. Eine andere Methode den Wärmetransport einer Schicht zu beschreiben ist über die Definition des Wärmewiderstandes R , denn je nach Sichtweise kann eine Schicht als wärmeleitend bzw. als den Wärmestrom hindernd angesehen werden. Die Definition des Wärmewiderstandes betont die Sichtweise einer Schicht als Hindernis, ähnlich wie der elektrische Widerstand den elektrischen Strom reduziert. Der Kehrwert des Wärmeübergangskoeffizienten entspricht dem Wärmewiderstand, siehe Gleichung (3.10).

$$\alpha = \frac{1}{R} \quad (3.10)$$

Bei der Kühlhaube erfolgt der Transport der Wärme über mehrere „Schichten“ hinweg, die jeweils einen unterschiedlichen Wärmewiderstand aufweisen. Die Summe dieser Wärmewiderstände ergibt den Gesamtwärmewiderstand der Kühlhaube R_{KH} . Der Kehrwert von R_{KH} entspricht dem gesuchten Wärmedurchgangskoeffizient $k_{W,KH}$.

Zunächst werden die Schichten, die den Wärmetransport im Schlacken Kühler hindern wie folgt definiert: Die Wärme bzw. das Temperaturpotential im Inneren des Salzschlackenhaufens Salzschlacke T_S muss zuerst an die Oberfläche transportiert werden ($R_{\alpha,bed}$). Von der Oberfläche der Schlacke muss sie an die Behälterinnenwand übertragen werden ($R_{\alpha,ws}$). Danach fließt die Wärme durch die Behälterwand hindurch (R_λ) und geht von dort über in die Kühlluft mit der Temperatur T_L über ($R_{konv,KH}$). Als zusätzlicher Transportmechanismus wird die Wärme an der Oberfläche der Kühlhaube abgestrahlt. Die Wärmestrahlung entspricht dem Wärmewiderstand R_{rad} der parallel zu $R_{konv,KH}$ liegt. Das Widerstandsnetzwerk ist in Abbildung 3.3 dargestellt.

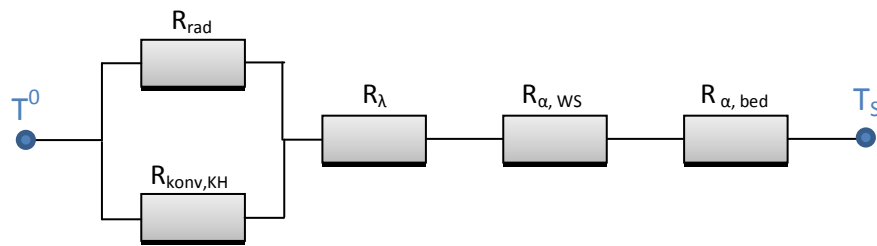


Abbildung 3.3: Gesamtwärmewiderstand der Kühlhaube

Der Gesamtwärmewiderstand R_{KH} berechnet sich aus dem Gesamtwiderstand dieses Netzwerkes. Wie oben erwähnt ist der Wärmedurchgangskoeffizient $k_{W,KH}$ der Kehrwert von R_{KH} , siehe Gleichung (3.11).

$$\frac{1}{k_{W,KH}} = R_{KH} = R_{\alpha,bed} + R_{\alpha,WS} + R_{\lambda} + \frac{R_{konv,KH} * R_{rad}}{R_{konv,KH} + R_{rad}} \quad (3.11)$$

Im Folgenden werden die einzelnen Wärmewiderstände berechnet.

3.2.4.1 Wärmeübergang im Inneren der Salzschlacke $R_{\alpha,bed}$

In Kapitel 4 werden die Stoffparameter einer Salzschlacke bestimmt. Basierend auf diesen Ergebnissen kann der Wärmeübergang vom Inneren der Schlacke hin zur Außenseite der Schlacke beschrieben werden. Durch diese Modellierung ist der Tatsache genüge getan, dass die Schlacke nicht ideal, sondern nur real durchmischt ist. Im Falle unseres Modelles wird die Schlacke als ideal durchmischt angesehen, der durch diese Annahme verursachte Fehler wird über den Wärmewiderstand $R_{\alpha,bed}$ korrigiert, er bremst die Abkühlung ab, so wie es bei realen Verhältnissen auch der Fall sein würde. Diese Modellierung gelingt anhand des VDI Wärmeatlas – Kapitel Mg (Wärmeatlas, 2006).

Zunächst wird die Drehzahl der Rührbewegung bestimmt, sie beträgt wie bereits erwähnt $3 \text{ [U min}^{-1}]$ bzw. $0,05 \text{ [U s}^{-1}]$. Die Mischgüte N_{mix} ist ein Maß für die Anzahl der benötigten Umdrehungen eines Aggregates bis eine vollständige, reale Durchmischung vollzogen ist. Geräte mit einer niedrigen Mischgüte benötigen dementsprechend nur wenige Umdrehungen und besitzen eine effizient arbeitende Mischsystematik. Der VDI Wärmeatlas schlägt für die „meisten technischen Apparate“ eine Mischgüte von 10 vor, nennt aber keine genaueren Zusammenhänge. Der Wert wird daher übernommen.

Anhand dieser Daten kann der tatsächlich wirkende Wärmewiderstand $R_{\alpha,bed}$ bestimmt werden.

$$t_R = \frac{1}{n} N_{mix} = \frac{1}{0,05 \left[\frac{1}{s} \right]} 10 = 200 \text{ [s]} \quad (3.12)$$

Nach Kapitel 4 beträgt $\rho_{bed} = 1152,6 \text{ [kg m}^{-3}]$, $\lambda_{bed} = 0,604 \text{ [W m}^{-1} \text{K}^{-1}]$ und $c_{p,bed} = 1110,65 \text{ [J K}^{-1} \text{kg}^{-1}]$.

$$\alpha_{bed} = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \frac{\sqrt{(\rho\lambda c)_{bed}}}{\sqrt{t_R}} = 70,16 \left[\frac{W}{m^2 K} \right] \quad (3.13)$$

Der Kehrwert entspricht dem Wärmeübergangswiderstand $R_{\alpha,bed}$.

$$R_{\alpha,bed} = \frac{1}{\alpha_{bed}} = 0,0143 \left[\frac{W}{m^2 K} \right] \quad (3.14)$$

Hier ist anzumerken, dass eine Änderung der Mischeigenschaften des Schlackenkühlers auch eine Änderung der Mischgüte bedeutet. Ob die angenommene Mischgüte der Realität entspricht, muss durch Kalibration anhand von Versuche am Schlackenkühler festgestellt werden.

3.2.4.2 Wärmewiderstand Salzschlacke zur Behälterwand $R_{\alpha,WS}$

Als nächstes muss die Wärme von der Oberfläche der Salzschlacke an die Behälterwandoberfläche gelangen. Dieser Transport, der zum einen über Wärmestrahlung und zum anderen über direkten Kontakt d.h. Konduktion verläuft, kann nach VDI Wärmetlas - Kapitel Mg berechnet werden (Wärmetlas, 2006). Zunächst wird der C_W Parameter nach Gleichung (3.15) bestimmt.

$$C_{W,bed} = \frac{\sigma}{\left(\frac{1}{\varepsilon_W} + \frac{1}{\varepsilon_{bed}} - 1 \right)} = \frac{5,67 \cdot 10^{-8} \left[\frac{W}{m^2 K^4} \right]}{\left(\frac{1}{0,79} + \frac{1}{0,76} - 1 \right)} = 3,58 \cdot 10^{-8} \left[\frac{W}{m^2 K^4} \right] \quad (3.15)$$

σ ... Stefan Boltzmann Konstante $5,67 \cdot 10^{-8} [W m^{-2} K^{-4}]$

Als Emissionskoeffizient für die Behälterwand ε_W wurde der Wert für oxidierten Stahl gewählt. Als Wert für die Salzschlacke ε_{bed} wurde der Koeffizient von Aluminiumoxid (bei 673 Kelvin) übernommen (Wärmetlas, 2006).

Der Strahlungsübergangswert wird nach Gleichung (3.16) ermittelt.

$$\alpha_{rad} = 4 \cdot C_{W,bed} \cdot T^3 = 4 \cdot 3,58 \cdot 10^{-8} \left[\frac{W}{m^2 K^4} \right] \cdot (800 [K])^3 = 73,4 \left[\frac{W}{m^2 K} \right] \quad (3.16)$$

Als Temperatur wird 800 Kelvin angenommen, dies ist ungefähr die mittlere Temperatur die beim Prozess über die Gesamtzeit hinweg auftritt. Danach wird der Wärmeübergang α_{WP} berechnet der durch den Teilchenkontakt an der Wand auftritt, siehe Gleichung (3.17).

$$\alpha_{WP} = \frac{4\lambda_F}{d} \left[\left(1 + \frac{2(l+\delta)}{d} \right) \ln \left(1 + \frac{d}{2(l+\delta)} \right) - 1 \right] = 1229,7 \left[\frac{W}{m^2 K} \right] \quad (3.17)$$

Die Rauigkeit der Partikel δ ist gegenüber der modifizierten freien Weglänge l voraussichtlich dominierend, daher wird l vernachlässigt d.h. als 0 angenommen. Die Rauigkeit δ wurde mit $2,5 \cdot 10^{-6} m$ angenommen. Als Wärmeleitfähigkeit der fluiden Phase λ_F wurde der Wert für Luft bei 800 Kelvin angenommen, d.h. $0,074 [W m^{-1} K^{-1}]$. Der repräsentative Partikeldurchmesser wurde d mit $0,001 m$ angenommen.

Nach Gleichung (3.18) kann nun der Wärmeübergangswert bestimmt werden.

$$\alpha_{WS} = \varphi \cdot \alpha_{WP} + \alpha_{rad} = 0,95 \cdot 1229,7 \left[\frac{W}{m^2 K} \right] + 73,4 \left[\frac{W}{m^2 K} \right] = 1241,6 \left[\frac{W}{m^2 K} \right] \quad (3.18)$$

Der Wärmeübergangswiderstand $R_{\alpha,WS}$ beträgt somit nach Gleichung (3.19)

$$R_{\alpha,WS} = 0,000813 [m^2 K W^{-1}].$$

$$R_{\alpha,WS} = \frac{1}{\alpha_{WS}} = \frac{1}{1241,6 \left[\frac{W}{m^2 K} \right]} = 0,000813 \left[\frac{m^2 K}{W} \right] \quad (3.19)$$

3.2.4.3 Wärmewiderstand in Behälterwand R_λ

Der Wärmewiderstand des Wandmaterials des Schlackenkühlers wird nach Gleichung (3.20) ermittelt, die Behälterdicke beträgt gemäß den Fertigungsplänen 0,02 m.

$$R_\lambda = \frac{d_{KH}}{\lambda_{KH}} = \frac{0,02 [m]}{40 \left[\frac{W}{mK} \right]} = 0,0005 \left[\frac{m^2 K}{W} \right] \quad (3.20)$$

3.2.4.4 Wärmewiderstand zur Kühlluft $R_{konv,KH}$

Der Wärmewiderstand $R_{konv,KH}$ beschreibt den Wärmeübergang von der Oberfläche des Schlackenkühlers hin zur Kühlluft. Die real vorliegenden Strömungsverhältnisse sind schwierig vorherzusehen, eine genaue Analyse ist aus zeitkritischen Gründen nicht möglich. Daher wurde die Vereinfachung getroffen, dass der Wärmeübergang von der Oberfläche zur Kühlluft dem Übergang bei einer ebenen Platte mit erzwungener Konvektion entspricht. Siehe dazu VDI Wärmeatlas - Kapitel Gd (Wärmeatlas, 2006). In Tabelle 3.2 sind alle Parameter und Angaben gelistet, die für die Berechnung nötig sind. Der Volumenstrom wird über ein Gebläse reguliert und ist variabel einstellbar. Die Kanallänge l_{KH} wurde bereits in Kapitel 3.2.3.2 bestimmt. Die Querschnittsfläche der Kühlhaube, durch welche der Volumenstrom gepumpt wird, kann auf Basis der Fertigungspläne auf $0,141 \text{ m}^2$ geschätzt werden.

Tabelle 3.2: Wärmewiderstand $R_{konv,KH}$ - Berechnungsparameter

Eigenschaft	Wert
Volumenstrom Kühlluft im Mantel \dot{V}_L	3 – 10 $[\text{m}^3 \text{s}^{-1}]$
Kanallänge l_{KH}	2,31 m
Querschnittsfläche Kühlhaube A_{KH}	0,141 m^2

Der Volumenstrom der Kühlluft \dot{V}_L kann wie erwähnt in einem Bereich zwischen 3-10 $[\text{m}^3 \text{s}^{-1}]$ schwanken. Im Folgenden wird die Berechnung von $R_{konv,KH}$ am Beispiel von $\dot{V}_L = 3 \text{ m}^3 \text{ s}^{-1}$ gezeigt. Bei einer Änderung des Volumenstromes muss der Übergangswiderstand bzw. $k_{w,KH}$ neu berechnet werden.

Zunächst wird anhand der Daten die Geschwindigkeit der Luft in der Kühlhaube v_L ermittelt (siehe Gleichung(3.21)).

$$v_L = \frac{\dot{V}_L}{A_{KH}} = \frac{3 \left[\frac{\text{m}^3}{\text{s}} \right]}{0,141 \left[\text{m}^2 \right]} = 21,28 \left[\frac{\text{m}}{\text{s}} \right] \quad (3.21)$$

Mithilfe der Luftgeschwindigkeit v_L , der Kanallänge in der Kühlhaube l_{KH} und der kinematischen Viskosität von Luft ν_L kann die Reynoldszahl Re berechnet werden. Die Viskosität der Luft wurde für 100°C angenommen, eine Temperatur, die wahrscheinlich nicht erreicht werden wird. Da mit steigender Temperatur die Viskosität der Luft zunimmt, nimmt die Reynoldszahl mit steigender Temperatur ab. Kleinere Reynoldszahlen bedeuten wiederum einen größeren Wärmewiderstand $R_{konv,KH}$. Somit kann die Annahme von 100°C Lufttemperatur bei der Ermittlung von v_L als „worst case“ gesehen werden kann. Die Reynoldszahl berechnet sich nach Gleichung (3.22).

$$\text{Re} = \frac{v_L * l_{KH}}{\nu_L} = \frac{21,28 \left[\frac{m}{s} \right] * 2,31 \left[\frac{m}{s} \right]}{2,346 * 10^{-5} \left[\frac{m^2}{s} \right]} = 2,1 * 10^6 [-] \quad (3.22)$$

Die Reynoldszahl liegt im Bereich von $5 * 10^5 < \text{Re} < 10^7$, die Prandtlzahl von Luft bei 100°C beträgt $\text{Pr} = 0,7004$ und liegt im Bereich von $0,6 < \text{Pr} < 2000$. Daher erfolgt die Berechnung der Nusseltbeziehung gemäß VDI Wärmeatlas über Gleichung (3.23).

$$\text{Nu} = \frac{0,037 \text{Re}^{0,8} \text{Pr}}{1 + 2,443 \text{Re}^{-0,1} (\text{Pr}^{2/3} - 1)} = 3359,15 [-] \quad (3.23)$$

Der Einfluss der Temperaturänderung entlang der Wand kann nach Gleichung (3.24) ermittelt werden. Als Wandtemperatur wurde 500°C angenommen, dadurch resultiert als $\text{Pr}_{\text{Wand}} = 0,7154$.

$$\text{Nu}_1 = \text{Nu} \left(\frac{\text{Pr}}{\text{Pr}_{\text{Wand}}} \right)^{0,25} = 3359,15 \left(\frac{0,7004[-]}{0,7154[-]} \right)^{0,25} = 3341,4 [-] \quad (3.24)$$

Daraus lässt sich aus der Definition der Nusseltzahl der Wärmeübergangswert α berechnen. Die Wärmeleitfähigkeit der Luft beträgt bei 100°C $\lambda_L = 0,03162 [\text{W m}^{-1} \text{K}^{-1}]$.

$$\alpha = \frac{\text{Nu}_1 * \lambda_L}{l_{KH}} = \frac{3341,4 [-] * 0,03162 \left[\frac{W}{mK} \right]}{2,31 [m]} = 45,74 \left[\frac{W}{m^2K} \right] \quad (3.25)$$

Einfluss der Rippen auf α

Wie bereits erwähnt, befinden sich an der Außenseite der Kühlhaube mehrere Kühlrippen, deren Einfluss auf den Wärmeübergang α berücksichtigt werden muss. Sie befinden sich auf etwa 25% der Kühlhaubenoberfläche. Die Berechnung Ihres Einflusses gelingt über die Berechnungsmethode des VDI Wärmeatlas - Kapitel Mb (Wärmeatlas, 2006). In Abbildung 3.4 sind 3 solcher Rippen mit den charakterisierenden Parametern dargestellt.

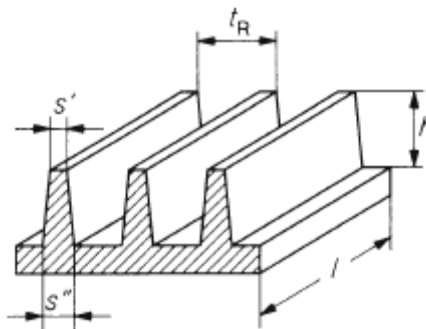


Abbildung 3.4: Schematische Darstellung von Längsrippen nach VDI Wärmeatlas (Wärmeatlas, 2006)

Diese Parameter wurden aus der Fertigungsskizze ausgelesen und sind in Tabelle 3.3 zusammengefasst.

Tabelle 3.3: Kühlrippengeometrie

Geometrie	Wert
h	0,06 [m]
s'	0,02 [m]
s''	0,02 [m]
t _R	0,07 [m]
Anzahl der Rippen	4 [-]

Zunächst wird der Geometrieparameter s nach Gleichung (3.26) bestimmt.

$$s = \frac{3}{4}s' + \frac{1}{4}s'' = \frac{3}{4}0,02[m] + \frac{1}{4}0,02[m] = 0,02[m] \quad (3.26)$$

Die Kühlhaube sowie die Kühlrippen sind aus Baustahl gefertigt. Da bei diesem Material die Wärmeleitfähigkeit mit zunehmender Temperatur abnimmt (50 [W m⁻² K⁻¹] bei 200°C und 36 [W m⁻² K⁻¹] bei 600°C), jedoch kein genauer Verlauf bekannt ist, wird ein repräsentativer Wert angenommen. Dieser wird auf λ_R = 40 [W m⁻² K⁻¹] festgelegt. Die Dicke der Behälterwand beträgt 2 [mm].

Danach wird der Koeffizient X bzw. der Rippenwirkungsgrad η_R bestimmt.

$$X = h \sqrt{\frac{2 * \alpha}{\lambda_R * s}} = 0,06[m] \sqrt{\frac{2 * 45,74 \left[\frac{W}{m^2 K} \right]}{40 \left[\frac{W}{m K} \right] * 0,02[m]}} = 0,642[-] \quad (3.27)$$

$$\eta_R = \frac{\tanh X}{X} = \frac{\tanh 0,642}{0,642} = 0,882[-] \quad (3.28)$$

Für die Berechnung ist weiter von Bedeutung, wie stark die Außenoberfläche der Kühlhaube durch die Rippen erhöht wurde. Wie in Kapitel 3.2.2 erwähnt beträgt die Oberfläche unberippt bzw. an der Innenseite der Haube F_{KH} = 4,02 m². Durch die Rippen wird die Außenoberfläche auf F_{KH,Rippen} = 6,39 m² erhöht. Die Fläche F_{KH,Rippen} teilt sich auf in unberippte Stellen A_G = 3,45 m² und berippte Stellen A_R = 2,94 m². Anhand dieser Werte kann der tatsächlich wirkende Übergangswert oberhalb der Rippen nach Gleichung (3.29) berechnet werden.

$$\alpha_s = \alpha \left[1 - (1 - \eta_R) \frac{A_R}{A} \right] = 43,26 \left[\frac{W}{m^2 K} \right] \quad (3.29)$$

Die Werte für α und α_s liegen sehr nahe beieinander (vgl. 45,74 [W m² K⁻¹] bzw. 43,26 [W m² K⁻¹]), d.h. durch den hohen Wirkungsgrad der Kühlrippen und die Rippengeometrie wird der Wärmeübergang kaum gemindert. Zur Vereinfachung des Modelles werden die beiden Werte gemittelt und als Wärmeübergangswert für die gesamte Kühlhaubenoberfläche verwendet. Der Wert ergibt sich nach Gleichung (3.30).

$$\alpha_{kovv,KH} = \frac{\alpha_s + \alpha_R}{2} = 44,5 \left[\frac{W}{m^2 K} \right] \quad (3.30)$$

Damit ergibt sich für den Wärmewiderstand für einen Volumenstrom von 3 [m³ s⁻¹] zwischen der Kühlluft und den Kühlmantel R_{kovv,KH} = 0,0225 m² K W⁻¹ (siehe Gleichung (3.31)).

$$R_{konv,KH} = \frac{1}{\alpha_{konv,KH}} = \frac{1}{44,5 \left[\frac{W}{m^2 K} \right]} = 0,0225 \left[\frac{m^2 K}{W} \right] \quad (3.31)$$

Zudem muss beachtet werden, dass durch die Änderung der Oberfläche sich auf die restlichen Wärmewiderstände der Kühlhaube auswirkt. Dieser Einfluss in Kapitel 3.2.4.6 behandelt.

3.2.4.4.1 Einfluss der thermischen Ausdehnung

Ein Effekt, der berücksichtigt werden muss, ist der Einfluss der thermischen Ausdehnung auf die Geschwindigkeit der Luft. Im Inneren der Kühlhaube wird die Kühlluft wie bereits erwähnt erwärmt. Dies führt zu einer Reduktion der Dichte mit der Folge, dass das Luftvolumen größer und damit auch der Durchsatz bzw. die Luftgeschwindigkeit zunimmt.

Die Volumenzunahme entspricht dem Zusammenhang aus Gleichung (3.32) nach dem idealen Gasgesetz.

$$\dot{V} = \dot{V}_1 \quad (3.32)$$

Setzt man für die Gasströme \dot{V}_1 bzw. \dot{V}_2 , das Produkt aus den Gasgeschwindigkeiten v_1 bzw. v_2 und der Quersfläche A ein, erhält man Gleichung (3.33) bzw. (3.34).

$$v_2 A = v_1 A \frac{T_2}{T_1} \quad (3.33)$$

$$v_2 = v_1 \frac{T_2}{T_1} \quad (3.34)$$

Würde beispielsweise die Temperatur der Luft entlang der Kühlhaube um 20 K ansteigen, wie etwa von 30°C auf 50°C, entspräche dies einer Volumenexpansion bzw. Geschwindigkeitszunahme am Ende der Kühlhaube von 6,6% (siehe Gleichung (3.35)). Als durchschnittliche Zunahme über den gesamten Kühlhaubenkanal hinweg kann daher 3,3% angenommen werden.

$$v_2 = v_1 \frac{323,15 [K]}{303,15 [K]} = v_1 * 1,066 \quad (3.35)$$

Der Einfluss auf den Wärmewiderstand $R_{konv,KH}$ bzw. den Wärmedurchgangswert $k_{W,KH}$ ist damit äußerst gering und wird vernachlässigt.

3.2.4.5 Wärmewiderstand der Strahlung R_{rad}

Das Strahlungsgesetz für den grauen Strahler lautet:

$$\dot{Q} = \epsilon \cdot F \cdot (T_S^4 - T_0^4) \quad (3.36)$$

Q_{12} ist der Wärmestrom der vom strahlenden Körper zur Umgebung hin abgegeben wird. Er hängt wie in Gleichung (3.36) ersichtlich von der Oberfläche des Strahlers F (hier $F_{KH,berippt}$), der Temperatur des Strahlers T_S (T_{KH}) und der Temperatur der Umgebung T_0 ab. Der Effekt, dass es in der Umgebung zu Reflexionen kommt und dabei die Strahlung zurückgeworfen werden kann, wird über die Strahlungsaustauschzahl c_{12} beschrieben. In diesem Fall befindet sich der Schlackenkühler in einer größeren Halle, daher gilt annähernd $c_{12} = \epsilon_1 \cdot \sigma$, mit ϵ_1 als dem Emissionskoeffizient (hier ϵ der Schlackenkühlloberfläche) und σ als die Stefan-Boltzmann-Konstante. Für ϵ_1 wird $\epsilon_{Stahl} = 0.79$ [-] angenommen (Wärmeatlas, 2006). Setzt man die Gleichung (3.36) gleich mit dem Newton'schen Gesetz des Wärmeüberganges erhält man Gleichung (3.37).

$$c_{12} \cdot F \cdot (T_{KH}^4 - T_0^4) = \alpha_{rad} \cdot F \cdot (T_{KH} - T_0) \quad (3.37)$$

Durch Umformen erhält man Gleichung (3.38).

$$\alpha_{rad} = c_{12} \frac{(T_{KH}^4 - T_0^4)}{(T_{KH} - T_0)} = \epsilon_1 \cdot \sigma \cdot \frac{(T_{KH}^4 - T_0^4)}{(T_{KH} - T_0)} \quad (3.38)$$

Daneben gilt Gleichung (3.39).

$$R_{rad} = \frac{1}{\alpha_{rad}} \quad (3.39)$$

Damit kann abhängig von der aktuellen Kühlhaubentemperatur T_{KH} der Wärmeübergangskoeffizient der Strahlung α_{rad} bzw. der entsprechende Wärmewiderstand R_{rad} berechnet werden. Die Werte sind für zehn unterschiedliche Temperaturen in Tabelle 3.4 dargestellt und stellen somit den diskreten Verlauf von R_{rad} über die Temperatur dar.

Tabelle 3.4: Strahlungswärmewiderstand R_{rad} und Wärmeübergangskoeffizient α_{rad} als Funktion der Kühlhaubentemperatur T_{KH}

T_{KH} [°C]	Wärmewiderstand R_{rad} [m ² K W ⁻¹]	Wärmeübergangskoeffizient α_{rad} [W m ⁻² K ⁻¹]
800	23,52	0,043
700	15,82	0,063
600	10,01	0,100
500	5,83	0,171
400	3,02	0,331
300	1,30	0,772
200	0,40	2,512
100	0,06	17,889
80	0,03	32,831
60	0,01	69,765

3.2.4.6 Berechnung des Gesamtwärmewiderstandes R_{KH} und des Wärmedurchgangswertes $k_{w,KH}$ unter Berücksichtigung des Rippeneinflusses

Aufgrund der Rippen kommt es wie bereits erwähnt zu einer Vergrößerung der Wärmeaustauschoberfläche F_{KH} . Da die Vergrößerung nur für die Wärmekonvektion $R_{konv,KH}$ und die Strahlung R_{rad} wirkt, müssen die restlichen Wärmewiderstände entsprechend angepasst werden: In Abbildung 3.3 ist das Wärmewiderstandsnetzwerk dargestellt. Im Fall der Kühlhaube verändert sich die Wärmeaustauschfläche zwischen R_λ und $R_{konv,KH}$. Dies wird berücksichtigt, indem in Gleichung (3.3) $F_{KH,berippt}$, also die Oberfläche mit Rippen, verwendet wird. Die restlichen Wärmewiderstände werden angepasst: Diese Anpassung bzw. Transformation gelingt nach den Formeln laut VDI Wärmeatlas – Kapitel Mg mit Gleichung (3.40) (Wärmeatlas, 2006).

$$R_{KH} = \frac{R_{konv,KH} * R_{rad}}{R_{konv,KH} + R_{rad}} + \frac{A}{A_i} (R_\lambda + R_{WS} + R_{bed}) \quad (3.40)$$

Der Parameter A_i entspricht der Innenfläche der Kühlhaube $F_{KH} = 4,02 \text{ m}^2$. Der Parameter A entspricht der Gesamtaußenfläche $F_{KH,berippt} = 6,39 \text{ m}^2$.

Mithilfe der berechneten Wärmewiderstände und dem transformierenden Faktor A_i/A kann entsprechend Gleichung (3.40) der Gesamtwärmewiderstand R_{KH} bzw. der Wärmedurchgangswert $k_{w,KH}$ berechnet werden. Hier ist zu beachten, dass aufgrund des temperaturabhängigen R_{rad} die Werte für R_{KH} bzw. $k_{w,KH}$ ebenfalls temperaturabhängig sind. Zudem sei erneut erwähnt, dass diese Werte für einen Volumenstrom von $3 \text{ [m}^3 \text{ s}^{-1}\text{]}$ und einer Mischgüte von $N_{mix} = 10$ gelten. Werden die Gebläse Einstellungen oder das Mischverhalten des Aggregates geändert, muss der Wärmeübergangskoeffizient neu berechnet werden.

Tabelle 3.5: Gesamtwärmewiderstand der Kühlhaube R_{KH} und $k_{w,KH}$ als Funktion der Kühlhaubentemperatur T_{KH}

$T_{KH} \text{ [}^\circ\text{C]}$	Wärmewiderstand R_{KH} [$\text{m}^2 \text{ K W}^{-1}$]	Wärmedurchgangskoeffizient $k_{w,KH}$ [$\text{W m}^{-2} \text{ K}^{-1}$]
800	0,0410	24,39
700	0,0429	23,32
600	0,0447	22,39
500	0,0462	21,64
400	0,0474	21,10
300	0,0482	20,75
200	0,0486	20,56
100	0,0488	20,49
80	0,0488	20,48
60	0,0488	20,48

Diese diskreten Werte, die einer diskontinuierlichen Funktion abhängig von der Temperatur entsprechen, werden durch einen Regressionsalgorithmus in eine kontinuierliche Polynom-Funktion 2. Ordnung umgewandelt. Somit ergibt sich für den Wärmedurchgangskoeffizient $k_{w,KH}(T)$ folgender Zusammenhang.

$$k_{w,KH}(T) = 9 * 10^{-6} * T^2 - 0,0022 * T + 20,612 \quad (3.41)$$

3.2.5 Austauschfläche des Schlackenbehälters F_{SB}

Analog zu Kapitel 3.2.2 wird die Austauschfläche des Schlackenbehälters anhand der Fertigungspläne ermittelt. Erneut wurden einige Details (Verschraubungen, Zusatzleisten, Einbuchtung an der Oberseite der Haube,...) dabei nicht berücksichtigt. Die Wärmeaustauschfläche F_{SB} besteht aus der Grundfläche des Behälters und den 4 Seitenflächen, sie beträgt $3,53 \text{ m}^2$.

3.2.6 Spez. Wärmestromes über den Schlackenbehälters

Die Berechnung des Wärmestromes über den Schlackenbehälter $\dot{q}_{SB}(T_S)$ kann nach Gleichung (3.42) bestimmt werden.

$$\dot{q}_{SB} = k_{W,SB} [T^0 - T_S] \quad (3.42)$$

T^0 entspricht der Umgebungstemperatur, sie ist konstant. T_S entspricht der aktuellen Schlackentemperatur. Der Wärmedurchgangskoeffizient des Schlackenbehälters $k_{W,SB}$ wird im Folgenden ermittelt, er kann wie in Kapitel 3.2.4 aus der Berechnung eines Gesamtwärmewiderstandes R_{SB} berechnet werden.

3.2.7 Berechnung des Wärmedurchgangskoeffizient über den Schlackenbehälter $k_{W,SB}$

Zunächst werden die Schichten, die den Wärmetransport beim Schlackenbehälter behindern, definiert: Die Wärme bzw. das Temperaturpotential im Inneren der Salzschlacke T_S muss zuerst an die Oberfläche der Schlacke transportiert werden ($R_{\alpha,bed}$). Von der Oberfläche der Schlacke muss sie an die Oberfläche der Behälterinnenwand übertragen werden ($R_{\alpha,WS}$). Danach fließt die Wärme durch die Behälterwand hindurch (R_λ) und geht von dort in die Umgebungsluft ($R_{konv,SB}$) mit der Temperatur T^0 über. Als zusätzlicher Transportmechanismus wird die Wärme an der Oberfläche der Kühlhaube abgestrahlt. Die Wärmestrahlung entspricht dem Wärmewiderstand R_{rad} , der Parallel zu $R_{konv,SB}$ liegt. Das Gesamtnetzwerk ist in Abbildung 3.5 dargestellt.

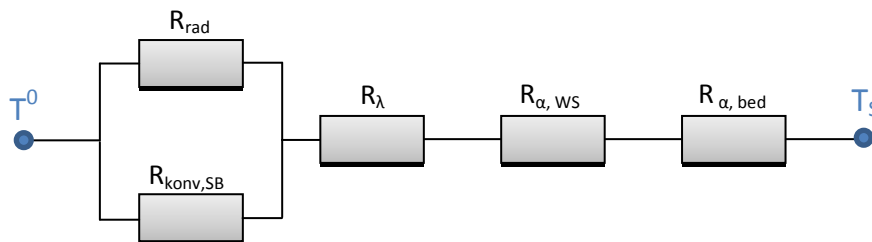


Abbildung 3.5: Gesamtwärmewiderstand des Schlackenbehälters

Die Werte für $R_{\alpha,bed}$, $R_{\alpha,WS}$, R_λ und R_{rad} wurden bereits in Kapitel 3.2.4 bestimmt und können direkt übernommen werden.

3.2.7.1 Wärmewiderstand zur Umgebungsluft $R_{konv,SB}$

Der Schlackenbehälter wird nicht vom Gebläse mit Luft umströmt und kühlt daher vorwiegend über freie Konvektion ab. Da die Drehbewegung der Schlackentrommel jedoch zusätzlich eine erzwungene Konvektion parallel zur freien erzeugt, entsteht eine Mischkonvektion. Deren Anteile und die resultierende Mischkonvektion werden im Folgenden berechnet. Die Zwischenergebnisse dieser Berechnungen finden sich im Anhang A.

3.2.7.1.1 Freie Konvektion

Der Schlackenbehälter kann vereinfacht als rechteckige Box gesehen werden bei der die Oberseite fehlt. Er besteht aus einer Bodenfläche, zwei kleinen Seitenflächen und zwei großen Seitenflächen.

Entsprechend den Fertigungspläne hat der Behälter folgende Abmessungen: Die Länge l beträgt 1,35 m, die Breite b 0,83 m und die Höhe h 0,57 m.

Die einzelnen Flächeninhalte betragen nach Gleichung (3.43):

$$\begin{aligned} A_{BF} &= l * b = 1,12 m^2 \\ A_{kSF} &= b * h = 0,473 m^2 \\ A_{gSF} &= l * h = 0,77 m^2 \end{aligned} \quad (3.43)$$

Nusseltzahl der Bodenfläche und der kleinen Seitenfläche

Bei der Berechnung des Wärmeübergangskoeffizienten der freien Konvektion $\alpha_{\text{frei, Konv.}}$ wird zunächst die Graßhofzahl Gr der jeweiligen Flächen, abhängig von der Temperatur, ermittelt. Die Definition der Graßhofzahl ist in Gleichung (3.44) dargestellt. Die Temperaturdifferenz ΔT berechnet sich aus der aktuellen Schlackentemperatur T_s und der Umgebungstemperatur T^0 . Da sich T_s über die Zeit ändert, wird die Graßhofzahl für zehn Temperaturen ermittelt und später aus den Ergebnissen für den Wärmeübergangskoeffizient eine Regression gebildet. Die Gravitationskonstante g entspricht $9,81 \text{ [m s}^{-2}\text{]}$. Die kinematische Viskosität der Luft ν_{Luft} muss für den Mittelwert aus Schlacken- u. Umgebungstemperatur eingesetzt werden. Der Ausdehnungskoeffizient der Luft β wird für die Umgebungstemperatur von 20°C eingesetzt und beträgt für diese Berechnungen konstant $\beta = 0,003421 \text{ K}^{-1}$. Die charakteristische Länge l beträgt für die Bodenfläche $l = 1,35 \text{ m}$, für die kleine Seitenfläche $l = 0,57 \text{ m}$.

$$Gr = \frac{g * l^3}{\nu_{Luft}^2} * \beta * \Delta T \quad (3.44)$$

Anschließend werden aus dem Set an Graßhofzahlen die entsprechenden Rayleighzahlen Ra nach Gleichung (3.45) berechnet. Dabei muss die Prandtlzahl Pr der Luft für den Mittelwert aus Schlacken- u. Umgebungstemperatur eingesetzt werden. Beträgt etwa die Schlackentemperatur 500°C und die Umgebungstemperatur 20°C , wird die Prandtlzahl von Luft bei 260°C in die Gleichung eingesetzt.

$$Ra = Gr * Pr \quad (3.45)$$

Durch die Drehbewegung gestaltet sich der weitere Berechnungsverlauf schwierig: Zwar kann für jeden der einzelnen Flächenbestandteile ein entsprechender Wärmeübergangskoeffizient $\alpha_{\text{konv, frei}}$ berechnet werden, allerdings verändern sich diese durch die Drehbewegung der Schlackentrommel. Je nach aktueller Position einer Fläche verändert sich Charakteristik der freien Konvektion. Die Anzahl der möglichen Positionen ist unendlich und jede Position besitzt einen spezifischen Wärmeübergangskoeffizient. Dieser physikalische Zusammenhang, d.h. die Abhängigkeit der freien Konvektion von der Neigung einer ebenen Platte ist im VDI Wärmeatlas – Kapitel Fa abgebildet (Wärmeatlas, 2006). Abhängig vom Neigungswinkel γ verringert sich die Rayleighzahl nach Gleichung (3.46).

$$Ra_\gamma = Ra * \cos(\gamma) \quad (3.46)$$

Im Fall des Schlackenkühlers werden die Bodenfläche und die kleine Seitenfläche exakt viermal um 90° gedreht. Jede dieser 90° Drehungen wirkt sich gleich auf die Rayleighzahl aus, daher kann gesagt werden, dass die durchschnittliche Veränderung der Rayleighzahl während einer 90° Drehung gleich

ist der durchschnittlichen Änderung während einer 360° Drehung. Die durchschnittliche Änderung bzw. Verkleinerung der Rayleighzahl während einer Vierteldrehung kann über ein Integral in Gleichung (3.47) berechnet werden.

$$\overline{Ra}_\gamma = \overline{Ra} = Ra * \frac{2}{\pi} * \int_{0^\circ}^{90^\circ} \cos(\gamma) * d\gamma = Ra * 0,636 \quad (3.47)$$

Für die Bodenfläche und die kleine Seitenfläche reicht es also aus, wenn der berechnete Wert für die Rayleighzahl mit dem Faktor 0,636 multipliziert wird. Dadurch ist Änderung der Neigung dieser zwei Flächen vollständig berücksichtigt. Als nächstes wird über die Nusseltbeziehung für freie Konvektion an einer vertikalen Wand die Nusseltzahlen der beiden Flächen ermittelt. Die Beziehung ist in Gleichung (3.48) dargestellt.

$$Nu = \left(0,825 + 0,387 * \left[Ra * f_1(Pr) \right]^{\frac{1}{6}} \right)^2 \quad (3.48)$$

Die Funktion $f_1(Pr)$ ist definiert nach Gleichung (3.49). Die Prandtlzahl wird aus dem Mittelwert aus Schlacken- u. Umgebungstemperatur gewählt.

$$f_1(Pr) = \left[1 + \left(\frac{0,492}{Pr} \right)^{\frac{9}{16}} \right]^{\frac{16}{9}} \quad (3.49)$$

Man erhält damit ein Set an Nusseltzahlen für die Bodenfläche und die kleine Seitenfläche, abhängig von der Temperatur.

Nusseltzahl der großen Seitenfläche

Bei der Berechnung der freien Konvektion der großen Seitenfläche liegt eine andere Charakteristik bei der Änderung der Ausrichtung vor. Im Gegensatz zur Bodenfläche und der kleinen Seitenfläche ist die große Seitenfläche stets vertikal ausgerichtet. Während der Drehung ändert sich nur die charakteristische Länge dieser Seitenfläche. Im kleinsten Fall beträgt sie wie oben bereits erwähnt $l = 0,56$ m, im größten Fall $l = 1,35$ m. Um diese graduelle Änderung erfassen zu können, wird für die große Seitenfläche die Grashofzahl über ein Integral berechnet, bei dem der Mittelwert aus diesen beiden Extrempositionen gebildet wird. Diese Berechnung ist in Gleichung (3.50) dargestellt.

$$\overline{Gr} = \frac{1}{l_2 - l_1} * \int_{l_1}^{l_2} \frac{g * l^3}{\nu^2} * \beta * \Delta T * dl \quad (3.50)$$

$$\overline{Gr} = \frac{g}{\nu^2} * \beta * \Delta T * \frac{l_2^4 - l_1^4}{4(l_2 - l_1)}$$

Analog zu der Bodenfläche und der kleinen Seitenfläche kann darauf basierend die Rayleighzahl mit Gleichung (3.45) und die Nusseltzahl mit Gleichung (3.48) berechnet werden.

Berechnung der Wärmeübergangszahl

Über die Definition der Nusseltzahl, siehe Gleichung (3.25), kann aus der charakteristischen Länge und der Wärmeleitfähigkeit der Luft bei der mittleren Temperatur λ_L die Wärmeübergangszahl α berechnet werden. Für diese Berechnung wird die charakteristische Länge der großen Seitenfläche aus dem Mittelwert der beiden Extremwerte berechnet und beträgt damit 0,96m.

Am Ende dieser Berechnungen erhält man für jede der drei Flächen abhängig von der Temperatur (zehn berechnete Temperaturwerte) einen entsprechenden Wärmeübergangskoeffizient

$\alpha_{\text{Fläche, Temperatur}}$

Zusammenfassende Berechnung

Ziel dieser Berechnung ist es, aus den vielen einzelnen Wärmeübergangskoeffizienten einen repräsentativen Wert für den gesamten Schlackenbehälter zu generieren. Es stehen die repräsentativen Wärmeübergangswerte der drei Flächentypen abhängig von der Temperatur zur Verfügung. Um diese drei Werte zu einem Wärmeübergangswert des Schlackenbehälters α_{SB} zusammen zu führen, werden die Werte anteilig aufsummiert. In Tabelle 3.6 sind die jeweiligen Flächeninhalte der Grundfläche und der beiden Seitenfläche dargestellt. Zudem sind die Anteile der jeweiligen Flächenabschnitte, bezogen auf die Gesamtfläche bestehend aus einer der Bodenflächen, zwei kleinen Seitenflächen und zwei großen Seitenflächen.

Tabelle 3.6: Flächenanteile des Schlackenbehälters

Fläche	Flächeninhalt m ²	Anteil
Grundfläche	1,11	0,31
2x kleine Seitenfläche	0,47	0,26
2x große Seitenfläche	0,77	0,43

Auf Basis dieser Werte kann α_{SB} als Funktion der Temperatur nach Gleichung (3.51) berechnet werden.

$$\alpha_{SB,T} = 0,31 * \alpha_{BF,T} + 0,26 * \alpha_{kSF,T} + 0,43 * \alpha_{gSF} \quad (3.51)$$

Die Ergebnisse aus diesen Berechnungen sind in Tabelle 3.7 dargestellt.

Tabelle 3.7: Wärmeübergangskoeffizient durch Konvektion $\alpha_{SB, \text{frei. Konv.}}$ abhängig von der Schlackentemperatur T_s

T_s [°C]	Wärmeübergangskoeffizient $\alpha_{SB, \text{frei. Konv.}}$ [W m ⁻² K ⁻¹]
800	58,53
700	61,10
600	59,44
500	57,42
400	54,89
300	51,16
200	45,82
100	37,01
80	34,42
60	30,62

Bemerkung: Das Maximum von $\alpha_{SB, \text{frei. Konv.}}$ liegt überraschenderweise nicht bei 800°C sondern bei 700°C. Dies wird durch die temperaturabhängigen Stoffwerte der Luft verursacht.

3.2.7.1.2 Erzwungene Konvektion des Schlackenbehälters

Wie bereits erwähnt kommt es aufgrund der Drehbewegung der Schlackentrommel zu einer erzwungenen Konvektion, welche die freie Konvektion überlagert. Zur Quantifizierung muss zunächst die Geschwindigkeit der Luft um den Schlackenbehälter herum festgestellt werden. Die Drehgeschwindigkeit beträgt 3 Umdrehungen pro Minute, dies entspricht 0,05 Umdrehungen pro Sekunde. Als Durchmesser, um den sich der Schlackenbehälter dreht, wird der Mittelwert aus der Länge und der Höhe des Schlackenbehälters gewählt, er beträgt $d_{Dreh} = 0,96$ m. Die Geschwindigkeit, mit der die Luft um den Behälter streift, berechnet sich aus Drehgeschwindigkeit multipliziert mit dem Umfang des Behälters, siehe Gleichung (3.52).

$$v_{Luft} = v_{Dreh} * U_{SB} = 0,05 \left[\frac{1}{s} \right] * 0,96 [m] * \pi = 0,15 \left[\frac{m}{s} \right] \quad (3.52)$$

Sie dient als Geschwindigkeit für die Berechnung der Reynoldszahl. Als charakteristische Länge wird ebenfalls der Drehdurchmesser d_{Dreh} gewählt. Die kinematische Viskosität der Luft wird für die jeweilige Temperatur verwendet, siehe Gleichung (3.53). Die Berechnung wird für zehn Temperaturstellen d.h. zehn unterschiedliche Viskositätswerte durchgeführt.

$$Re = \frac{v * l}{\nu} \quad (3.53)$$

Zur Berechnung wird vereinfacht angenommen, dass der Wärmeübergang der erzwungenen Konvektion dem Übergang über eine längs angeströmte Platte entspricht, siehe VDI Wärmeatlas – Kapitel Gd (Wärmeatlas, 2006). Die Reynoldszahl liegt über dem gesamten Temperaturbereich von 60°C – 800°C stets unter $Re < Re_{krit} = 5 * 10^5$, daher sollte ausschließlich eine laminare Strömung vorliegen, die entsprechende Nusseltbeziehung ist in Gleichung (3.54) dargestellt. Da jedoch aufgrund der kreisförmigen Bewegung des Behälters vermutlich Turbulenzen auftreten, wird der turbulente Anteil mit Gleichung (3.55) ebenfalls berücksichtigt. Die Prandtlzahl wird für die jeweilige Temperatur eingesetzt.

$$Nu_{erzw,lam,T} = 0,664 \sqrt{Re} \sqrt[3]{Pr} \quad (3.54)$$

$$Nu_{erzw,turbulent,T} = \frac{0,037 Re^{0,8} Pr}{1 + 2,443 Re^{-0,1} (Pr^{2/3} - 1)} \quad (3.55)$$

Nach diesen Berechnungen erhält man zehn Wertepaare an Nusseltzahlen, jedes Paar steht für den Wärmeübergang bei einer bestimmten Temperatur. Die Wertepaare werden anschließend zu einer einzelnen Nusseltzahl nach Gleichung (3.56) zusammengeführt.

$$Nu_{erzw,T} = \sqrt{Nu_{erzw,lam,T}^2 + Nu_{erzw,tur,T}^2} \quad (3.56)$$

Über die Definition der Nusseltzahl, siehe Gleichung (3.25), kann aus der charakteristischen Länge und der Wärmeleitfähigkeit der Luft bei der entsprechenden Temperatur die Wärmeübergangszahl α berechnet werden. Man erhält also einen diskreten Wärmeübergangskoeffizienten $\alpha_{erzw,T}$.

Tabelle 3.8: Wärmeübergangskoeffizient durch Konvektion $\alpha_{SB,erzw. Konv.}$ abhängig von der Schlackentemperatur T_s

T_s [°C]	Wärmeübergangskoeffizient $\alpha_{SB, erzw. Konv.}$ [W m ⁻² K ⁻¹]
800	7,21
700	7,36
600	7,54
500	7,76
400	8,03
300	8,30
200	8,62
100	9,12
80	9,36
60	9,49

3.2.7.1.3 Berechnung des Wärmeübergangskoeffizienten $\alpha_{konv,SB}$

In dem obigen Kapitel wurden die Wärmeübergangskoeffizienten für die freie und die erzwungene Konvektion für den Temperaturbereich von 60°C bis 800°C ermittelt. Daraus entsprechend wird mit dem Komponentenansatz von Churchill die resultierende Wärmeübergangskoeffizient $\alpha_{konv,SB}$ berechnet. Hierbei ist anzumerken, dass der Komponentenansatz im Normalfall für die Nusseltzahl angewendet wird, siehe Gleichung (3.57).

$$Nu_{misch} = \sqrt[3]{Nu_{erzw}^3 + Nu_{frei}^3} \tag{3.57}$$

Da aufgrund der unterschiedlichen charakteristischen Längen bei der freien und der erzwungenen Konvektion eine nachvollziehbare Umrechnung in die Wärmekoeffizienten unmöglich ist, werden die Wärmeübergangskoeffizienten direkt analog zum Komponentenansatz berechnet, siehe Gleichung (3.58).

$$\alpha_{konv,SB}(T) = \sqrt[3]{\alpha_{erzw}^3(T) + \alpha_{frei}^3(T)} \tag{3.58}$$

Man erhält den Verlauf der Wärmeübergangskoeffizienten für die 9 Temperaturstellen.

Tabelle 3.9: konvektiver Wärmewiderstand des Schlackenbehälters $R_{konv,SB}$ bzw. Wärmeübergangskoeffizient $k_{w,SB}$ als Funktion der Temperatur

Temperatur [°C]	Wärmewiderstand $R_{konv,SB}$ [m ² K ¹ W ⁻¹]	Wärmeübergangskoeffizient $k_{w,SB}$ [W m ⁻¹ K ⁻¹]
800	0,0171	58,56
700	0,0164	61,14
600	0,0168	59,48
500	0,0174	57,46
400	0,0182	54,95
300	0,0195	51,23
200	0,0218	45,92
100	0,0269	37,19
80	0,0289	34,65
60	0,0323	30,92

3.2.7.2 Berechnung des Gesamtwärmewiderstandes des Schlackenbehälters R_{SB} und des Wärmedurchgangswertes $k_{W,SB}$

Mithilfe der berechneten Wärmewiderstände kann der Gesamtwärmewiderstand R_{SB} und daraus der Wärmedurchgangswert $k_{W,SB}$ berechnet werden. Analog zur Berechnung des Wärmedurchgangswertes der Kühlhaube wird der Durchgangswerte für die zehn festgelegten Temperaturen berechnet.

Tabelle 3.10: Gesamtwärmewiderstand des Schlackenbehälters R_{SB} und Wärmedurchgangswert $k_{W,SB}$ als Funktion der Temperatur

Temperatur [°C]	Wärmewiderstand R_{SB} [m ² K W ⁻¹]	Wärmeübergangskoeffizient $k_{W,SB}$ [W m ⁻² K ⁻¹]
800	0,039	25,973
700	0,040	24,990
600	0,042	24,062
500	0,043	23,193
400	0,045	22,362
300	0,047	21,430
200	0,049	20,240
100	0,055	18,178
80	0,057	17,507
60	0,061	16,445

Diese diskreten Werte, die einer diskontinuierlichen Funktion abhängig von der Temperatur entsprechen, werden durch einen Regressionsalgorithmus in eine kontinuierliche Polynom-Funktion 2. Ordnung umgewandelt. Somit ergibt sich für den Wärmedurchgangskoeffizient $k_{W,SB}(T)$ folgender Zusammenhang.

$$k_{W,SB}(T) = -10^{-5} * T^2 + 0,0202 * T + 15,973 \quad (3.59)$$

3.2.8 Betrachtungen zum Bedeckungsgrad

Die Salzschlacke wird durch die Drehbewegung der Schlackentrommel an unterschiedlichen Stellen im Innenraum aufliegen und nie den gesamten Innenbereich ausfüllen. Dies bedeutet, dass zu einem bestimmten Zeitpunkt nur ein bestimmter Prozentsatz der Innenoberfläche A_i die Wärme abtransportiert. Der Rest der Innenoberfläche trägt zu diesem Zeitpunkt nicht bzw. nur indirekt zum Abtransport bei, indem sich die unbedeckte Innenoberfläche schneller abkühlen kann und durch die höhere Temperaturdifferenz bei späterer Bedeckung die Salzschlacke schneller kühlt. Im Folgenden wird versucht, diese Auswirkungen zu beschreiben, um sie im Modell berücksichtigen zu können:

Die Innenfläche des Schlackenbehälters beträgt 3,53 m², die der Kühlhaube 4,02 m². Damit ergibt sich eine Gesamtinnenoberfläche von 7,55 m², bei der etwa 46,8 % die Schlackenbehälterfläche und 53,2 % die Kühlhaubenoberfläche ausmachen. Die Salzschlacke wird bei einer Charge von 500 kg ungefähr 65 % des Schlackenbehältervolumens ausfüllen das sind 2,98 m² bzw. 39,4 % der Gesamtinnenfläche.

Basierend auf diesen Werten ist ersichtlich, dass stets nur etwa 39,4 % der Gesamtinnenfläche bedeckt und damit am Wärmeabtransport beteiligt sind. Bezogen auf die Flächenanteile bedeutet dies, dass während des Kühlvorganges durchschnittlich 18,4 % der Schlackenbehälteroberfläche und 21 % der Kühlhaubenoberfläche direkt wirksam sind.

Die Restlichen 60,6 % liegen frei und werden zwar abgekühlt, aber transportieren nicht direkt Wärme aus der Salzschlacke.

Diese Betrachtungen zur Bedeckung im Inneren der Schlackentrommel werden im Modell über den Bedeckungsgrad berücksichtigt. Die Bedeckungsgrade lauten nach diesen Überlegungen $B_{G_{SB}} = 0,184$ bzw. $B_{G_{KH}} = 0,21$. Nach Gleichung (3.60) werden die Innenflächen in die effektiv wirksamen Fläche F_{eff} umgewandelt. Die so berechneten Flächen $F_{eff,SB}$ bzw. $F_{eff,KH}$ werden in Gleichung (3.3) bzw. (3.9) eingesetzt.

$$F_{eff} = F_{real} * BG \quad (3.60)$$

3.2.8.1 Bestimmung der Anfangstemperatur der Schlacke

Die Temperatur der Salzschlacke beträgt beim Umschütten aus dem Ofen in den Salzschlackenbehälter etwa 1000°C (siehe Kapitel 2.2.3). Die Temperatur wird allerdings durch das Umschütten, während des Transportes des Behälters zum Schlackenkühler und im Inneren der Schlackentrommel noch weiter erhöht: Grund für diese Erhöhung der Schlackentemperatur ist die Oxidation des sich in der Salzschlacke befindlichen Aluminiums (siehe Kapitel 2.3). Die Auswirkung dieser Oxidationsvorgänge auf die Salzschlackentemperatur wird im Folgenden abgeschätzt.

Nachdem der Schlackenbehälter an die Kühlhaube montiert wurde, befinden sich ~500kg Salzschlacke gemeinsam mit Luft in der Schlackentrommel. Die Luft stammt aus dem Leervolumen der Kühlhaube und den Porenräumen der Salzschlacke. Der Sauerstoff der Luft reagiert mit dem Aluminium in der Salzschlacke zu Aluminiumoxid Al_2O_3 entsprechend der Gleichung (3.61).



Die Reaktionsenthalpie der Oxidation beträgt $-1677 \text{ [kJ mol}^{-1}\text{]}$. Der verbrannte Sauerstoff wird ein Vakuum hinterlassen, dies bedeutet, die Trommel wird aus der Umgebung frische Luft ansaugen. Die Frischluft enthält neuen Sauerstoff, der sofort wieder verbrannt wird und erneut für ein Vakuum sorgt. Dieser Prozess wird solange ablaufen, bis die Atmosphäre in der Trommel ausschließlich Stickstoff und Edelgase aus der Luft enthält und damit inert ist. Dieser „selbst-inertisierende“ Vorgang ist im Folgenden rechnerisch nachgebildet, um eine Schätzung über den Aluminiumabbrand geben zu können.

Die zu Beginn zur Verfügung stehende Menge Luft beträgt $1,271 \text{ m}^3$. Diese Menge setzt sich zusammen aus

- $0,817 \text{ m}^3$ Luft, die sich in der Kühlhaube befinden (siehe Kapitel 3.1.1)
- $0,238 \text{ m}^3$ Luft, die sich in den Porenräumen bei einer Charge von 500 kg Salzschlacke der Schlackenschüttung befindet (siehe Gleichungen (3.62) und (3.63) bzw. Kapitel 3.1.1 und Kapitel 4.2.3).

$$V_p = \frac{500 \text{ [kg]}}{1152,6 \left[\frac{\text{kg}}{\text{m}^3} \right]} = 0,434 \text{ [m}^3\text{]} \quad (3.62)$$

$$V_p = 0,434 \text{ [m}^3\text{]} * 0,549 = 0,238 \text{ [m}^3\text{]} \quad (3.63)$$

- 0,216 m³ Luft, die im Schlackenbehälter nicht von Salzschlacke aufgefüllt wurden

$$V_{\text{Rest}} = 0,65 \left[m^3 \right] - 0,434 \left[m^3 \right] = 0,216 \left[m^3 \right] \quad (3.64)$$

Luft enthält ~21 V% Sauerstoff, d.h. in der Trommel befinden sich nach Gleichung (3.65) zu Prozessbeginn 0,267 m³ Sauerstoff.

$$V_{O_2} = 1,271 \left[m^3 \right] * 0,21 \left[- \right] = 0,267 \left[m^3 \right] \quad (3.65)$$

Nachdem die 0,267 m³ Sauerstoff verbrannt wurden, werden 0,267 m³ Luft nachströmen. Die nachströmende Luft enthält 0,0561 m³ O₂ (entspricht 21% von 0,267 m³), die ebenfalls sofort verbrennen werden. Es wird angenommen, dass nach 10 solcher Verbrennen-Nachströmen – Schritte die „Selbst-Inertisierung“ abgeschlossen ist. Die bedeutet eine Gesamtsauerstoffmenge von 0,34 m³ O₂, die mit dem Aluminium reagiert.

Die Dichte der Luft hängt stark von der Temperatur ab, dabei gilt, je höher die Temperatur, desto geringer die Dichte der Luft und damit auch die zur Verfügung stehende Menge an Sauerstoff. Als „worst – case“ Szenario wird eine Lufttemperatur von 30°C angenommen, dies entspricht einer Dichte von $\rho_{\text{Luft}} = 1,15 \text{ kg/m}^3$. Als Luftmenge in Mol ergibt sich nach den Gleichungen (3.66) und (3.67) 12,1 mol O₂.

$$m_{O_2} = V_{O_2} * \rho_{\text{Luft}} = 0,34 \left[m^3 \right] * 1,15 \left[\frac{\text{kg}}{m^3} \right] = 0,39 \left[\text{kg} \right] \quad (3.66)$$

$$N_{O_2} = \frac{m_{O_2}}{M_{O_2}} = \frac{0,39 \left[\text{kg} \right]}{0,032 \left[\frac{\text{kg}}{\text{mol}} \right]} = 12,1 \left[\text{mol} \right] \quad (3.67)$$

Entsprechend Gleichung (3.68) reagieren die 12,1 mol O₂ zu 16,13 mol Al.

$$N_{Al} = N_{O_2} * \frac{\nu_{Al}}{\nu_{O_2}} = 12,1 \left[\text{mol} \right] * \frac{2 \left[- \right]}{1,5 \left[- \right]} = 16,13 \left[\text{mol} \right] \quad (3.68)$$

Aluminium besitzt die Molmasse von $N_{Al} = 0,027 \left[\text{kg mol}^{-1} \right]$. Damit entstehen für die gegebene Luftmenge von 0,34 m³ nach Gleichung (3.69) 0,436 [kg] verbranntes Aluminium.

$$m_{Al} = n_{Al} * M_{Al} = 16,13 \left[\text{mol} \right] * 0,027 \left[\frac{\text{kg}}{\text{mol}} \right] = 0,436 \left[\text{kg} \right] \quad (3.69)$$

Die erzeugte Energiemenge E beträgt nach Gleichung (3.70) 13528,7 kJ.

$$E = \Delta H_{Al_2O_3} * \frac{N_{O_2}}{\nu_{O_2}} = -1677 \left[\frac{\text{kJ}}{\text{mol}} \right] * \frac{12,10 \left[\text{mol} \right]}{1,5 \left[- \right]} = 13528,7 \left[\text{kJ} \right] \quad (3.70)$$

Analyse der Auswirkungen

Um die Auswirkungen des verbrannten Aluminiums bzw. der erzeugten Energie in Form von Wärme greifbarer zu machen, werden die Ergebnisse auf 500 kg Salzschlacke mit 4% Aluminiumgehalt appliziert. Die spez. Wärmekapazität beträgt ~ 1,11 [kJ kg⁻¹ K⁻¹] (siehe Kapitel 4.5). Für die Schlacke

bedeutet dies eine Temperaturerhöhung von ~ 24 °C und einen Al-Verlust von 2,2% bezogen auf die Gesamtmenge des metallischen Aluminiums in der Schlacke.

Um der Temperaturerhöhung in der Modellnachbildung Genüge zu tun wird als Anfangstemperatur der Salzschlacke T_s^0 ein höherer Wert als 1000°C angenommen. Ein genauer Wert kann nicht genannt werden, da die Temperaturerhöhung während des Umschüttens aus dem Ofen in den Schlackenbehälter bzw. der Transport von der Schlackenwanne zum Schlackenkühler nicht erfassbar ist. Der Wert T_s^0 wird auf etwa 1050°C geschätzt.

3.3 Umsetzung des Modelles anhand von MATLAB

In Kapitel 3.2 wurde die vollständige Beschreibung des Schlackenkühlermodelles anhand physikalischer, chemischer und wärmetechnischer Überlegungen durchgeführt. Diese Überlegungen führen zu einem Set mathematischer Formeln und Stoffwerte, die im Anschluss simulationstechnisch umgesetzt werden. Zu diesem Zweck wurde in MATLAB ein Programm erstellt, das diese Berechnungen durchführt.

Als Ergänzung zum MATLAB- Script wurde ein EXCEL –Tabellenblatt, erstellt indem die Prozessparameter und Stoffparameter eingetragen werden. Zusammen mit den hinterlegten Geometriedaten werden dort die temperaturabhängigen Wärmedurchgangswerte $k_{W,KH}$ bzw. $k_{W,SB}$ berechnet. Dies entspricht einer Aufgabenteilung, bei der das EXCEL -Tabellenblatt alle notwendigen Stoff – bzw. Prozessdaten gesammelt erfasst und das MATLAB- Script auf Basis dieser Eingabeparameter die Berechnungen durchführt.

Zu Beginn wird das Hauptprogramm gestartet und das gewünschte EXCEL- Tabellen ausgewählt und geladen. Danach erfolgen die Berechnung der prognostizierten Abkühlkurve für die Schlackentemperatur sowie der Temperaturverlauf der Kühlluftaustrittstemperatur.

Im EXCEL-Tabellenblatt können weiter die Messwerte eines tatsächlichen Abkühlversuches eingetragen werden, diese Messwerte werden dann den berechneten Modellwerten gegenüber gestellt.

3.3.1 Beschreibung des EXCEL – Datenblattes

Im EXCEL- Tabellenblatt werden folgende Parameter eingetragen:

- Prozessparameter (Anfangstemperatur der Salzschlacke, Salzschlackenmenge, Kühlluftmenge, Kühllufttemperatur, Trommeldrehgeschwindigkeit)
- Geometriedaten (Wärmeaustauschflächen, Kühlkanallänge)
- Stoffdaten (Stoffdaten der Kühlluft, der Salzschlacke und des Schlackenkühlermaterials)
- Optional: Messwerte eines Kühlversuches am Schlackenkühler (Schlackentemperaturverlauf über die Zeit sowie Kühlluftaustrittstemperatur)

Auf Basis dieser Eingaben berechnet das EXCEL- Tabellenblatt die Wärmedurchgangswerte $k_{W,KH}$ bzw. $k_{W,SB}$.

3.3.2 Programmstruktur Schlackenkühlermodell

Das MATLAB- Programm besteht aus folgenden Codeblöcken, die in sequentieller Abfolge abgearbeitet werden. Der Programmcode befindet sich in Anhang B.

3.3.2.1 Initialisierungsaufgaben

Bei diesem Programmabschnitt werden die Workspace- Variablen in MATLAB gelöscht und der unter Umständen durch vorherige Durchläufe belegte Speicher wieder freigegeben. Dies ist nötig, um Fehler durch veraltete Zahlenwerte zu verhindern. Zudem erfordert der Programmaufbau die Nutzung globaler Variablen, sie werden an dieser Stelle definiert.

3.3.2.2 Einlesen aus EXCEL- Tabellenblatt

An dieser Stelle wird ein Eingabedialogfeld aufgerufen und der Nutzer dazu aufgefordert, das gewünschte Tabellenblatt auszuwählen. Anschließend werden die darin enthaltenen Tabellenblätter in MATLAB Felder übertragen und sind so im späteren Programmverlauf zugreifbar.

3.3.2.3 Temperaturverlauf aus Messdaten zusammenstellen

Für die Darstellung der Versuchsmessdaten aus dem EXCEL- Tabellenblatt werden die entsprechenden Werte in geeignete Felder übertragen.

3.3.2.4 Regressionskoeffizienten für k_w -Werte erstellen

An dieser Stelle wird auf Basis der in EXCEL berechneten $k_{w,KH}$ bzw. $k_{w,SB}$ Werte eine Regressionsgerade erstellt. Dies ist notwendig, da in der EXCEL- Datei der Temperaturverlauf der k_w -Werte über zehn festgelegte Temperaturen beschrieben wird d.h. nur als diskreter Verlauf vorliegt. Mithilfe der MATLAB- Funktion „polyfit“ wird eine Regressionskurve 2.Ordnung durch diese zehn Datenpunkte gelegt und sind die Verläufe von $k_{w,KH}$ und $k_{w,SB}$ als kontinuierliche Funktionen zugreifbar.

3.3.2.5 Stoff- u. Prozessdaten

In diesem Anweisungsblock werden die Stoff und Prozessdaten aus den in „Einlesen aus EXCEL- Tabellenblatt“ definierten Feldern an Variablen übergeben.

3.3.2.6 Initialisierung und Start des ode-Solvers

Im Mittelpunkt des Programmes steht der Aufruf des ode-Solvers. Die ode – Funktion löst die Differentialgleichung, wie sie in Gleichung (3.3) dargestellt ist. Dabei wird die Funktion „myode“ aufgerufen, in welcher die Differentialgleichung definiert ist.

In der „myode“ – Funktion befinden sich zwei Funktionsaufrufe („Kuehlmantel_Sinkterm“ bzw. „Schlackenbehaelter_Sinkterm“), die die Routinen zur Berechnung der spezifischen Wärmeströme \dot{q}_{KH} bzw. \dot{q}_{SB} abhängig von der aktuellen Schlackentemperatur T_s beherbergen, d.h. es wird darin die Gleichung (3.9) bzw. (3.42) gelöst und das Ergebnis an die Differentialgleichung zurückgeliefert. Die Funktionen nutzen zur Lösung des Integrals die „quad“-Funktion aus MATLAB.

Somit kann für die eingestellte Zeitspanne der Temperaturverlauf der Salzschlacke berechnet werden.

3.3.2.6.1 Die Ode45-Funktion und die quad-Funktion

Die ode45 - Funktion dient zur Lösung gewöhnlicher Differentialgleichungen, also Differentialgleichungen, in der nur Ableitungen einer Variablen auftreten. Prinzipiell verfügt MATLAB über mehrere ode – Funktionen (ode23, ode45,...) und es bedarf einer gewissen Übersicht über die jeweilige Funktionsweise, um zu entscheiden, welcher Solver für das vorliegende Problem am besten geeignet ist. Hier wurde der ode45 – Solver gewählt, da er als Standard von den MATLAB - Entwicklern empfohlen wird und die Ergebnisse hinsichtlich numerischer Stabilität und Geschwindigkeit zufriedenstellend sind.

Die quad – Funktion dient der Lösung eines einfachen, bestimmten Integrals. Der zugrunde liegende Lösungsalgorithmus ist die rekursive, adaptive Simpson- Methode.

Nähere Informationen zu den genaueren Funktionsweisen und den Einstellmöglichkeiten dieser beiden Funktionen findet man in der MATLAB Dokumentation.

3.3.2.7 Berechnung der Luftausgangstemperatur als Funktion der jeweilige Schlackentemperatur

Hier wird für die jeweilige Schlackentemperatur der entsprechende Wert für die Kühlluft am Austrittspunkt berechnet. Dies gelingt über Gleichung (3.7) mit $x = l_{KH}$.

3.3.2.8 Ausgabe der Daten und Werte

In diesem Programmblock werden die berechneten Werte für die Schlackentemperatur und die Kühlluftausgangstemperatur geplottet. Für den Fall, dass im EXCEL- Tabellenblatt die Messwerte eines Versuches eingetragen wurden, werden diese Messpunkte ebenfalls im Diagramm eingetragen.

4 Salzschlackenanalyse

4.1 Einleitung

Damit das Abkühlverhalten der Salzschlacke im numerischen Modell genau bestimmt werden kann, müssen bestimmte Stoffwerte von ihr bekannt sein. Für die Simulation werden die Schüttdichte ρ_{bed} , die Porosität ψ , die spez. Wärmekapazität c_p und die Wärmeleitfähigkeit λ_{bed} benötigt (siehe Kapitel 3). Während die Schüttdichte und die Porosität sehr einfach messbar sind, stellt die direkte Bestimmung der spez. Wärmekapazität und der Wärmeleitfähigkeit eine große Herausforderung dar. Um sie zugänglich zu machen, wurde zunächst die Zusammensetzung der Salzschlacke bestimmt. Mithilfe einer Mischungsrechnung wurden daraus die beiden ausstehenden Stoffwerte ermittelt.

Konkret wird in diesem Kapitel die Charakterisierung einer Salzschlacke beschrieben, die von der KMF zur Verfügung gestellt wurde. Diese Salzschlacke wurde für die Versuche in Kapitel 5 verwendet, somit können die gewonnenen Stoffwerte dort direkt angewendet werden. Die Zusammensetzung von in Betrieben anfallenden Salzschlacken variiert jedoch sehr stark: Abhängig vom eingesetztem Aluminiumschrott, dem Salzfaktor, dem Schmelzofen und der Bedienung des Schmelzofens und von vielen anderen Faktoren unterliegt sie Schwankungen und kann nur schwer auf Basis der Prozessparameter geschätzt werden. Dies bedeutet, dass jede eingesetzte Schlacke gesondert charakterisiert werden muss, bevor sie numerisch modelliert werden kann. Die hier gezeigte Analyse ist jedoch sehr aufwendig, daher wird in Kapitel 4.6 ein Set an Tests zusammengefasst, die aus Sicht des Autors für die schnelle Charakterisierung einer beliebigen Salzschlacke ausreichend erscheinen. Es sei auch erwähnt, dass die Stoffwerte der hier analysierten Salzschlacke einen Richtwert darstellen, der auch für andere Salzschlacken, die unter ähnlichen Bedingungen entstanden sind, dienen kann.

4.2 Messung der Dichte δ , der Schüttdichte δ_{bed} und der Porosität ψ

4.2.1 Dichte

Die Dichte wurde mithilfe eines Pyknometers gemessen, getestet wurde der Feinanteil der Salzschlacke ($d_{Korn} < 1[\text{mm}]$). Die Messung wurde 2x durchgeführt, der Mittelwert der beiden Messungen ergab eine Dichte von $\rho_p = 2553,8 [\text{kg m}^{-3}]$.

4.2.2 Schüttdichte

Die Schüttgutmessung gelang unter Zuhilfenahme eines Behälters mit bekanntem Innenvolumen V . Dieser Behälter wurde zunächst gewogen (G_0) und anschließend mit der Salzschlacke gefüllt. An den Rändern des Behälters wurde die Salzschlacke mithilfe eines Spachtels abgezogen, damit die Salzschlacke ausschließlich das Innenvolumen des Behälters ausfüllte und nicht darüber hinaus ragte. Nun wurde das Gewicht des gefüllten Behälters gewogen (G_1). Aus der Differenz der Gewichte und dem Innenvolumen V kann dann die Schüttdichte ermittelt werden (siehe Gleichung (4.1)). Die Messung wurde 2x durchgeführt und der Mittelwert gebildet. Die Schüttgutdichte der Salzschlacke beträgt $\rho_{bed} = 1152,6 [\text{kg m}^{-3}]$.

$$\rho_{bed} = \frac{G_1 - G_0}{V} = 1152,6 \left[\frac{\text{kg}}{\text{m}^3} \right] \quad (4.1)$$

4.2.3 Porosität

Der Quotient aus der Schüttdichte ρ_{bed} und der Reinstoffdichte ρ_p entspricht dem Feststoffanteil der Schüttung. Daraus kann nach Gleichung (4.2) die Porosität ψ berechnet werden, sie beträgt $\psi = 0,549 [-]$.

$$\psi = 1 - \frac{\rho_{bed}}{\rho_p} = 1 - \frac{1152,6 \left[\frac{kg}{m^3} \right]}{2553,8 \left[\frac{kg}{m^3} \right]} = 0,549 [-] \quad (4.2)$$

4.3 Zusammensetzung der Salzschlacke

Wie in der Einleitung erwähnt ist es für die Bestimmung der Wärmekapazität und der Wärmeleitfähigkeit nötig, die Zusammensetzung der Salzschlacke zu ermitteln. Dies geschah über mehrere Tests und Analysen, die im Folgenden vorgestellt werden. Da sich die Ergebnisse der Tests teilweise unterscheiden, musste im Anschluss eine Konsolidierung erfolgen. Sie ist als Zusammenfassung in Kapitel 4.3.7 angeführt.

4.3.1 Herkunft und qualitative Beschreibung

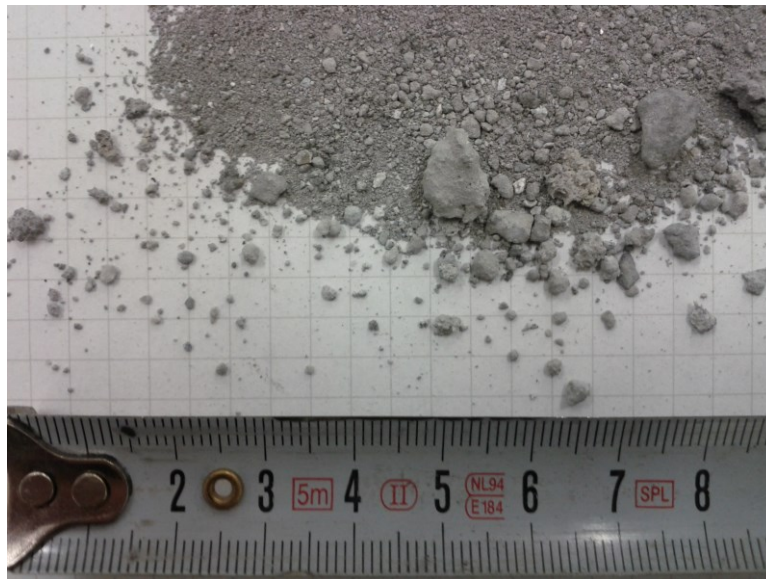


Abbildung 4.1: Salzschlacke

Abbildung 4.1 zeigt die verwendete Salzschlacke. Das Material ist polydispers und zerbröselte. Sie ist bei der Rückgewinnung einer Aluminiumlegierung angefallen, die nach Angaben des Herstellers aus Al-Si₅-Mn besteht. Beim Rückgewinnungsprozess wurde Schmelzsatz mit der Zusammensetzung NaCl 70%, KCl 28% und CaF₂ 2% bei einem Salzfaktor von 0,3 eingesetzt.

4.3.2 Röntgenfluoreszenzanalyse

Es wurde eine RFA Analyse mit dem Feinanteil der Salzschlacke ($d_{korn} < 1 [mm]$) durchgeführt. Die Ergebnisse sind in Tabelle 4.1 angeführt.

Tabelle 4.1: Ergebnis der Röntgenfluoreszenzanalyse

Merkmal	Schmelzaufschluss quantitativ	Pulverpressling semiquantitativ
	[Gew.%]	[Gew.%]
Glühverlust	0,96	-
MgO	6,67	6,85
Al ₂ O ₃	82,63	70,6
SiO ₂	5,87	5,33
CaO	1,5	1,32
Cl		7,09
P ₂ O ₅	0,3	0,23
SO ₃	0,3	0,25
Na ₂ O	1,45	5,39
Fe ₂ O ₃	0,43	0,4
K ₂ O		1,68
MnO	0,25	0,17

Die verschiedenen Elemente, die gefunden wurden, sind zum Teil Legierungsbestandteile (Al, Mg, Si, Fe, Mn), Verunreinigungen (P, S) und Bestandteile des Schmelzsalzes (Cl, Na, K). Da anhand der RFA nicht festgestellt werden kann, ob das enthaltene Aluminium oxydisch oder elementar vorliegt, kann über den Aluminiumgehalt keine Aussage getätigt werden.

Die Ergebnisse der semiquantitativen Analyse wurden von der Angabe in Oxiden auf die Elemente zurückgerechnet. Daraus ergeben sich neue Anteilsverhältnisse (Tabelle 4.2).

Tabelle 4.2: RFA - Zusammensetzung nach Elemente

Merkmal	Schmelzaufschluss quantitativ [Gew.%]
Mg	7,12
Al	64,39
Si	4,29
Ca	1,63
Cl	12,22
P	0,17
S	0,17
Na	6,89
Fe	0,48
K	2,40
Mn	0,23

Basierend auf dieser Elementarzusammensetzung wurden die Schmelzsalzbestandteile Na, Cl und K über die Molmasse von [Gew.%] auf [mol/100 g Probe] umgerechnet. Die so berechneten [mol/100g Probe] der Schmelzsalzbestandteile wurden anschließend zu NaCl und KCl zusammengeführt. So ergeben beispielsweise 10 [mol Na/100 g Probe] + 10 [mol Cl/100 g Probe] zusammen 10 [mol NaCl/100 g Probe]. Somit konnte der Anteil an NaCl und KCl innerhalb der Salzschlacke anhand der vorhandenen Mole Na, Cl und K abgeschätzt werden. Diese mol-Anteile wurde danach wieder auf Gew.% bezogen auf die Salzschlacke, zurückgerechnet. Daraus lässt sich ein

ungefährer Wert des Schmelzsalzanteiles (NaCl + KCl) in der Salzschlacke abschätzen, die Ergebnisse sind in Tabelle 4.3 dargestellt.

Tabelle 4.3: RFA - Schmelzsalzanteile

Merkmal	Gew.%	[mol] in 100g Probe	Schmelzsatz [mol] in 100 g Probe] <i>Abschätzung</i>	Schmelzsatz [Gew.%]
Cl	12,22	0,345		
Na	6,89	0,3		
K	2,4	0,61		
NaCl	-		0,284	16,58
KCl	-		0,061	4,55

Dies bedeutet, dass laut RFA der Schmelzsalzanteil (Summe aus NaCl und KCl) bzw. **Salzanteil ~21%** beträgt. Wie bereits erwähnt kann der Aluminiumanteil nicht abgeschätzt werden. Der Rest der Salzschlacke besteht vermutlich aus Oxiden unterschiedlicher Art.

4.3.3 Röntgen - Diffraktometrie

Zudem wurde eine RD Analyse durchgeführt. Getestet wurde der Feinanteil der Salzschlacke ($d_{\text{Korn}} < 1[\text{mm}]$). Die Ergebnisse befinden sich in Tabelle 4.4. Es sei hier angemerkt, dass aufgrund der Messmethodik amorphe Bestandteile der Salzschlacke, wie etwa reines Aluminium, nicht erkannt werden können.

Tabelle 4.4: Ergebnis Röntgen - Diffraktometrie

Phase	Formel	[Gew.%]
Corundum, syn	Al_2O_3	10-50
Spinel, syn	MgAl_2O_4	10-50
Aluminium Nitride	AlN	10-50
Halite	NaCl	5-10
Diaoyudaoite, syn	$\text{NaAl}_{11}\text{O}_{17}/0.5(\text{Na}_2\text{O} \cdot 11\text{Al}_2\text{O}_3)$	<0,5
Aluminum Silicon Oxide Nitride	$\text{SiAl}_6\text{O}_2\text{N}_6$	2-5
Sylvite	KCl	2-5

Laut der RD – Analyse ist der **Salzanteil** wesentlich geringer als nach der RFA vermutet. Er beträgt hier etwa **7-15 %**. Auch bei dieser Analyse kann der Aluminiumanteil nicht eingeschätzt werden, es zeigt sich aber ein hoher Anteil an Oxiden bzw. Aluminiumnitrid.

4.3.4 Atomspektroskopie ICP

Danach wurde eine ICP Analyse durchgeführt. Getestet wurde der Feinanteil der Salzschlacke ($d_{\text{Korn}} < 1[\text{mm}]$). Die Ergebnisse der ICP Analyse sind in Tabelle 4.5 dargestellt. Diese Messung kann Cl, Na und K detektieren und damit einen Beitrag dazu leisten, den Schmelzsalzanteil in der Schlacke abzuschätzen.

Tabelle 4.5: Ergebnis ICP

Bestandteil	[Gew.%]
Chlor	6,26
Na_2O	3,25
K_2O	1,65

Analog zur RFA Analyse wurden diese Ergebnisse auf Elemente umgerechnet und danach die Schmelzsalze daraus gebildet. Eine Gewichtung bezüglich der Gesamtmenge kann nicht erfolgen da dazu die anderen Bestandteile der Salzschlacke fehlen. In Tabelle 4.6 sind die Mole von Cl, Na und K errechnet und die daraus gebildeten Schmelzsalze abgeschätzt.

Tabelle 4.6: ICP Schmelzsalzanteile

Merkmal	Gew.%	Mol/100g Probe	Schmelzsalz [mole/100 g Probe] - Abschätzung	Schmelzsalz [Gew.%]
Cl	6,26	0,177		
Na	3,25	0,105		
K	1,65	0,035		
NaCl	-		0,105	6,14
KCl	-		0,035	2,61

Es ergibt sich also ein Salzanteil von ~9%. Allerdings würden nach dieser Berechnung 0,037 [mol] Cl übrig bleiben. Der **Salzanteil** wird deswegen etwas höher geschätzt, auf ~10%.

4.3.5 Messung der Löslichkeit in Wasser

Für die Messung der Löslichkeit der Probe wurde etwas Salzschlacke mit Wasser vermengt und anschließend mithilfe eines Bunsenbrenners etwa 10min erhitzt. Danach wurde das Salzschlacke-Wasser-Gemisch filtriert und 2h im Trockenschrank bei 65°C getrocknet. Die Gewichtsabnahme durch diesen Prozess wurde mit dem Anfangsgewicht ins Verhältnis gesetzt und so die Löslichkeit der Salzschlacke in Wasser berechnet (Tabelle 4.7). Auch für diesen Versuch wurde der Feinanteil der Salzschlacke ($d_{\text{Korn}} < 1[\text{mm}]$) untersucht.

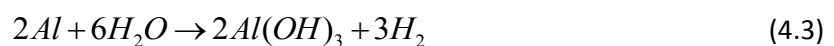
Tabelle 4.7: Löslichkeitsmessung - Ergebnisse

Bestandteil	Versuch 1	Versuch 2
Salzschlacke	3,024 [g]	3,006 [g]
destilliertes Wasser	80 [ml]	80 [ml]
gelöste Menge	12,8 [%]	13,01 [%]

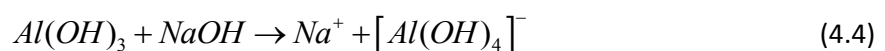
Damit ergibt sich eine durchschnittliche Löslichkeit von ~12,9%. Es wird angenommen, dass ausschließlich der Schmelzsalzanteil (NaCl, KCl) der Probe löslich ist und der Wert damit dem **Salzanteil** entspricht.

4.3.6 Aluminiumgehaltsmessung

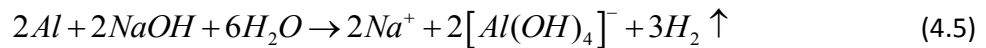
Für die Bestimmung des Gehaltes an metallischem Aluminium wird der Salzschlacke Natronlauge zugefügt. Das Wasser der Natronlauge reagiert mit dem Aluminium und erzeugt Wasserstoff H_2 , siehe Gleichung (4.3).



Da das Aluminiumhydroxid $Al(OH)_3$ eine schützende Schicht um das Aluminium bildet ist NaOH nötig. Dieses ionisiert die schützende Schicht, sodass diese in Lösung geht, siehe Gleichung (4.4).



Die Summenreaktion lautet damit Gleichung (4.5).



Das bei der Reaktion erzeugte Volumen Wasserstoff H_2 ist also proportional der in der Schlacke enthaltenen Menge an elementarem Aluminium. Das Volumen wird über eine Apparatur nach Bernard (siehe Anhang E) gemessen und kann mit Gleichung (4.6) in die Stoffmenge umgerechnet werden.

$$n_{H_2} = \frac{p^* V_{H_2, erzeugt}}{R^* T} \quad (4.6)$$

Aus der Stoffmenge H_2 kann über den stöchiometrischen Zusammenhang aus Gleichung (4.5) die erzeugte Menge Aluminium berechnet werden, siehe Gleichung (4.7).

$$n_{Al} = n_{H_2} \frac{\nu_{Al}}{\nu_{H_2}} = n_{H_2} \frac{2}{3} \quad (4.7)$$

Der Aluminiumanteil beträgt damit nach Gleichung (4.8):

$$m\%_{Al} = \frac{n_{Al} * M_{Al}}{m_{Probe}} \quad (4.8)$$

Die Messung unterliegt sehr vielen Einflussparametern und Fehlern, die nicht kontrolliert werden können (siehe dazu Anhang E). Vor allem in Bezug auf den sehr flüchtigen Wasserstoff H_2 treten Probleme bei der Versuchsdurchführung auf. Aufgrund dieser Gegebenheiten ist die Messung qualitativ zu betrachten und nicht quantitativ genau.

Die Ergebnisse der Messungen sind in Tabelle 4.8 dargestellt.

Tabelle 4.8: Aluminiumbestimmung - Ergebnis

	Versuch 1	Versuch 2
metallisches Aluminium [Gew.%]	0,28	0,31

Diese Werte sind aufgrund der ungenauen Messmethodik nur ungefähre Richtwerte. Es wird ein **Aluminiumgehalt** von **1%** geschätzt.

4.3.7 Zusammenfassung der Analyseergebnisse

Da die Ergebnisse zum Teil stark streuen können bezüglich der Schlackenzusammensetzung nur Schätzungen getroffen werden. Der **Salzanteil** wird aufgrund der Ergebnisse aus RFA (~21%), Diffraktometrie (7-15%), ICP (~10%) und Löslichkeitsmessung (~12,9%) auf **15%** geschätzt. Der **Aluminiumanteil** wird auf **1%** geschätzt. Eine genaue Aufteilung der restlichen 84% in einzelne Bestandteile ist schwierig, der Anteil ist vermutlich hoch oxydisch. Vereinfacht wird angenommen, dass der **84%**-Rest der Salzschlacke aus **Al₂O₃** besteht. Tabelle 4.9 stellt die genannte Zusammensetzung dar und stellt sie den Literaturwerten aus Krone gegenüber (Krone, 2000).

Tabelle 4.9: Bestandteile der analysierten Salzschlacke vs. typische Werte nach Krone (Krone, 2000)

Bestandteil	Untersuchte Salzschlacke [Gew. %]	Typische Salzschlackenzusammensetzung nach Krone [Gew. %]
NaCl	10	40 - 50
KCl	5	18 - 20
CaF ₂	0	
Al ₂ O ₃ bzw. Oxide	84	20-25
Al metallisch	1	4-10

Es zeigt sich eine starke Abweichung was den Schmelzsalzanteil (KCl + NaCl) bzw. den Oxidanteil betrifft. Es wird vermutet, dass die bei Krone gewählten Salzschlacken bei einem weit höheren Salzfaktor angefallen sind und daher einen größeren Schmelzsalzanteil bzw. niedrigeren Oxidanteil aufweisen.

Interessant ist die Gegenüberstellung der Wasserlöslichkeit der analysierten Salzschlacke (12,9%) mit den Werten von Krone (40%-60%). Setzt man die Werte für den Schmelzsalzanteil (KCl + NaCl) ins Verhältnis zur Wasserlöslichkeit, erhält man für die Salzschlacken nach Krone als Quotient den Wert 1,28, siehe Gleichung (4.9).

$$UF = \frac{\text{Schmelzsalzanteil}[\%]}{\text{Löslichkeitsanteil}[\%]} = \frac{\sim 64\%}{\sim 50\%} = 1,28 \quad (4.9)$$

Setzt man diesen Umrechnungsfaktor in die Wasserlöslichkeit der analysierten Salzschlacke (12,9%) ein, erhält man einen Salzanteil von $12,9\% \cdot 1,28 = 16,5\%$. Dieser Wert liegt damit sehr nahe an den 15% die, unter Berücksichtigung der anderen Analysemethoden, angenommen wurde.

4.4 Wärmeleitfähigkeit der Salzschlacke λ_{bed}

4.4.1 Wärmeleitfähigkeit eines Salzschlackenmischstoffes λ_p

Zunächst wurde mittels Mischungsrechnung die durchschnittliche Wärmeleitfähigkeit eines repräsentativen Salzschlackenpartikels bestimmt. Dieser stellvertretende Partikel hat exakt die Zusammensetzung wie sie in Kapitel 4.3.7 bestimmt wurde. Für die Mischrechnung wird die Wärmeleitfähigkeit der Ausgangsmaterialien der Bestandteile benötigt. Zu beachten ist hierbei deren starke Temperaturabhängigkeit. So beträgt bei Al₂O₃ bzw. Korund die Leitfähigkeit bei Raumtemperatur über 30 [W m⁻¹ K⁻¹], ab 300°C liegt sie jedoch bereits unter 6 [W m⁻¹ K⁻¹]. Die Wärmeleitfähigkeit von NaCl beträgt 6,49 [W m⁻¹ K⁻¹] von KCl 6,53 [W m⁻¹ K⁻¹] (www.korth.de, 2013), hier konnte kein Temperaturverlauf bei der Recherche gefunden werden. Reines Aluminium hat eine Leitfähigkeit von ~240 [W m⁻¹ K⁻¹] bei 100°C, dieser Wert sinkt auf etwa 210 [W m⁻¹ K⁻¹] für Temperaturen über 600°C, nach (Wärmeatlas, 2006).

Für die Mischungsrechnung müssen aufgrund der Temperaturabhängigkeit Schätzungen bzw. einer durchschnittlichen, den Temperaturbereich realistisch darstellenden Wärmeleitfähigkeit unternommen werden. Tabelle 4.10 stellt eine solche Schätzung dar. Als Temperaturbereich wurde 100°C – 800°C gewählt, da dies der bedeutendere Teil des Abkühlprozesses ist und den Wertebereich einiger Bestandteile (z.B.: Korund) stark einengt.

Tabelle 4.10: geschätzte Wärmeleitfähigkeit der Salzschlackenbestandteile

Bestandteil	Wärmeleitfähigkeit λ_p [$\text{W m}^{-1} \text{K}^{-1}$] im Bereich 100°C – 800°C
NaCl	6,49
KCl	6,53
Al ₂ O ₃	5
Al	230

Durch die Mischungsrechnung, Gleichung (4.10), wird die Wärmeleitfähigkeit eines Salzschlackenpartikels berechnet.

$$\lambda_{p,\text{Salzschlacke}} = \lambda_p = \lambda_{p,\text{Stoff1}} * \text{Gew}\%_{\text{Stoff1}} + \lambda_{p,\text{Stoff2}} * \text{Gew}\%_{\text{Stoff2}} + \dots \quad (4.10)$$

Es wurden die entsprechenden Werte aus Tabelle 4.9 und Tabelle 4.10 eingesetzt. Dies ergab eine Wärmeleitfähigkeit von $\lambda_p = 7,48 \text{ [W m}^{-1} \text{K}^{-1}]$.

4.4.2 Berechnung der Wärmeleitfähigkeit der Salzschlacke λ_{bed}

Anhand des berechneten Wertes für die Wärmeleitfähigkeit eines durchschnittlichen Salzschlackenpartikels λ_p wird im Folgenden die Wärmeleitfähigkeit eines Schüttgutes, bestehend aus solchen durchschnittlichen Schlackenteilchen, berechnet.

Bei dieser Methode wird das Verhalten einer Einheitszelle ermittelt, die aus Partikelmaterial und fluider Phase (hier: Luft) besteht und daraus die resultierende Wärmeleitfähigkeit bestimmt. Details zur Methode von Zehner, Bauer, Schlünder siehe VDI Wärmeatlas oder Primärliteratur (Wärmeatlas, 2006) und (Schlünder and Tsotsas, 1988).

Zunächst erfolgt die Berechnung des sogenannten Verformungsparameters B aus Formfaktor und Porosität.

$$B = C_f * \left(\frac{1-\psi}{\psi} \right)^9 = 1,1252[-] \quad (4.11)$$

Der Formfaktor C_f wurde mit 1,4 angenommen und folgt damit einer Empfehlung des VDI Wärmeatlas für unregelmäßige Partikelform. Die Porosität ψ wurde mit 0,549 gemessen (siehe Kapitel 4.2.3).

Der Parameter k_p berechnet sich nach Gleichung (4.12).

$$k_p = \frac{\lambda_p}{\lambda_f} = \frac{7,475 \left[\frac{\text{W}}{\text{m}^2 * \text{K}} \right]}{0,071348 \left[\frac{\text{W}}{\text{m}^2 * \text{K}} \right]} = 148,79[-] \quad (4.12)$$

Als Leitfähigkeit für das reine Salzschlackenmaterial λ_p wurde der im vorherigen Kapitel berechnete Wert von $\lambda_p = 7,475 \text{ [W m}^{-1} \text{K}^{-1}]$ angenommen. Der Wert für λ_f ist die Wärmeleitfähigkeit der fluiden Phase. Hier wurde der Wert für Luft mit 400 °C gewählt, $\lambda_f = 0,05024 \text{ [W m}^{-1} \text{K}^{-1}]$.

Die Druckabhängigkeit der Wärmeleitfähigkeit eines Schüttgutes (Smoluchowski – Effekt) kann vernachlässigt werden, da der vorherrschende Druck $> 1 \text{ atm}$ ist. Der die Druckabhängigkeit charakterisierende Wert k_G wird damit 1 (Schlünder and Tsotsas, 1988).

Der Strahlungsanteil k_{rad} der Wärmeübertragung wird über Gleichung (4.13) ermittelt.

$$k_{rad} = \frac{4\sigma}{\frac{2}{\varepsilon} - 1} T^3 \frac{d}{\lambda_f} = 0,844[-] \quad (4.13)$$

Die Stefan-Boltzmann Konstante beträgt $5,67 \cdot 10^{-8} [\text{W m}^{-2} \text{K}^{-4}]$. Als Emissionskoeffizient für das Salzschlackenpartikel wurde der Wert für Korund angenommen, $\varepsilon = 0,76$. Als Partikeldurchmesser d wurde $1[\text{mm}]$ angenommen.

Der N – Wert berechnet sich nach Gleichung (4.14).

$$N = \frac{1}{k_G} \left(1 + \frac{k_{rad} - B \cdot k_G}{k_P} \right) - B \left(\frac{1}{k_G} - 1 \right) \left(1 + \frac{k_{rad}}{k_P} \right) = 0,9981[-] \quad (4.14)$$

Mit den zuvor berechneten Werten für $B = 1,1252$, $k_G = 1$, $k_{rad} = 0,844$ und $k_P = 148,79$ ergibt sich für $N = 0,9981$.

Somit kann nach Gleichung (4.15) k_C berechnet werden.

$$k_C = \frac{2}{N} \left\{ \begin{aligned} & \left[\frac{B \cdot (k_P + k_{rad} - 1)}{N^2 k_G k_P} \ln \frac{k_P + k_{rad}}{B [k_G + (1 - k_G)(k_P + k_{rad})]} + \frac{B + 1}{2B} \right] * \\ & \left[\frac{k_{rad}}{k_G} - B \left(1 + \frac{1 - k_G}{k_G} k_{rad} \right) \right] - \frac{B - 1}{N \cdot k_G} \end{aligned} \right\} = 10,273[-] \quad (4.15)$$

Es sind alle benötigten Variablen bekannt, k_C berechnet sich zu $10,273$. Daraus erfolgt nach Gleichung (4.16) k_{bed} .

$$k_{bed} = \left\{ \begin{aligned} & \left((1 - \sqrt{1 - \psi}) \psi \left[(\psi - 1 + k_G^{-1})^{-1} + k_{rad} \right] + \right. \\ & \left. \sqrt{1 - \psi} [\varphi k_P + (1 - \varphi) k_C] \right) \end{aligned} \right\} = 12,031[-] \quad (4.16)$$

Die Leitfähigkeit der Schüttung berechnet sich nach Gleichung (4.17), mit $k_{bed} = 10,29$ und $\lambda_f = 0,7135 [\text{W m}^{-1} \text{K}^{-1}]$. Sie beträgt $\lambda_{bed} = 0,604 [\text{W m}^{-1} \text{K}^{-1}]$.

$$\lambda_{bed} = k_{bed} \lambda_f = 0,604 \left[\frac{\text{W}}{\text{mK}} \right] \quad (4.17)$$

4.5 Spezifische Wärmekapazität c_p

Analog zur Berechnung der Wärmeleitfähigkeit eines einzelnen Teilchens λ_p wird aus der Zusammensetzung der analysierten Salzschlacke (siehe Tabelle 4.9) und den Werten für die spez. Wärmekapazität der einzelnen Bestandteile über eine Mischrechnung die spez. Wärmekapazität der Salzschlacke ermittelt. Die Wärmekapazitätswerte für die einzelnen Bestandteile stammen aus von Knacke & Hesselmann (Knacke et al., 1991). Dort sind die temperaturabhängigen Wärmekapazitäten als Polynom-Funktion 2. Ordnung angegeben, siehe Gleichung (4.18).

$$c_{P,Stoff}(T) = a_{Stoff} + b_{Stoff}T + c_{Stoff}T^2 \quad (4.18)$$

Es wurde anhand der Funktionen der Mittelwert über den Temperaturbereich von $T_1=100^\circ\text{C}$ – $T_2=800^\circ\text{C}$ gebildet, siehe Gleichung (4.19).

$$\bar{c}_{P,Stoff}(T) := \frac{1}{T_2 - T_1} \int_{T_1}^{T_2} (a + bT + cT^2) dT \quad (4.19)$$

Danach wurde mithilfe einer Mischungsrechnung (siehe Gleichung (4.20)) über die jeweiligen Gewichtsprozente laut Tabelle 4.9 (Gew.\%_{Stoff}) und die Wärmekapazitäten ($c_{P,Stoff}$) die spez. Wärmekapazität $c_{P,bed} = 1110,65 \text{ [J/K*kg]}$ berechnet.

$$\bar{c}_{P,Salzschlacke} = c_{P,bed} = \bar{c}_{P,Stoff1} * \text{Gew}\%_{Stoff1} + \bar{c}_{P,Stoff2} * \text{Gew}\%_{Stoff2} + \dots = 1110,65 \left[\frac{\text{J}}{\text{K} * \text{kg}} \right] \quad (4.20)$$

4.6 Einfluss der Korngrößenverteilung

Wie an den zuvor bereits angeführt, wurden die einzelnen Analysen nur am Feinanteil der Salzschlacke durchgeführt. Die gewonnenen Werte werden stellvertretend für das gesamte Material angenommen, inwieweit dies der Realität entspricht, wurde nicht geprüft.

4.7 Zusammenfassung: Schnellcharakterisierung

Wie in der Einleitung erwähnt, stellt das Set der gefundenen Salzschlackenparameter einen Richtwert für alle Salzschlacken dar, die unter ähnlichen Bedingungen entstanden sind. Für die Analyse einer gänzlich unbekanntes Salzschlacke sollte zur ausreichenden Charakterisierung der Salzschlacke die Dichtemessung, Schüttdichtemessung, eine Messung der Löslichkeit und des Aluminiumgehaltes ausreichen. Auf Basis der Löslichkeitsmessung kann der Schmelzsatzanteil geschätzt werden, indem das Ergebnis mit 1,28 multipliziert wird (siehe Kapitel 4.3.7). Es wird vereinfacht angenommen, dass das Schmelzsatz aus 10% NaCl und 5% KCl besteht. Der Aluminiumanteil kann durch die Aluminiummessung abgeschätzt werden. Der Rest der Salzschlacke kann als oxydisch, vereinfacht Al_2O_3 , angenommen werden. Anhand des Berechnungsschemas, wie es in den Unterkapiteln 4.4 & 4.5 gezeigt wurde, kann aus dieser groben Zusammensetzung die spez. Wärmekapazität und die Wärmeleitfähigkeit geschätzt werden.

Diese sehr einfach durchführbaren Tests (Dichtemessung, Schüttdichtemessung, Löslichkeitsmessung und Aluminiumbestimmung) können innerhalb weniger Stunden durchgeführt werden und liefern die für die Simulation notwendigen Parameter.

Wie bereits erwähnt ist es Meinung des Autors, dass dieser Schnelltest für eine ausreichend genaue Charakterisierung reicht. Dies empirisch stichfest zu belegen würde den Umfang dieser Diplomarbeit zu weit überschreiten.

5 Versuche zur Validierung der numerischen Modelle und Versuche

5.1 Einleitung

Um das numerische Modell bereits vor der Fertigung des Schlackenkühlers auf Validität testen zu können, wurden Abkühl- und Aufheizversuche anhand eines Versuchsreaktors durchgeführt. Die Versuche wurden numerisch nachgebildet, ähnlich wie im Fall des Salzschlackenkühlers, und anschließend die Mess u. Modellergebnisse gegenüber gestellt. Wie bereits erwähnt sollten diese Versuche zeigen ob das Modell prinzipiell in der Lage ist, die Versuche genau nachzubilden. Weiter dienen die Versuche dazu, Erfahrungen über das Verhalten des Materiales zu sammeln z.B.: die qualitative Untersuchung der Fließeigenschaften der aufgeheizten Salzschlacke.

5.2 Verwendete Geräte

5.2.1 Reaktor

Im Zentrum der Versuche steht der Reaktor (Abbildung 5.1). Er ist zylinderförmig ausgeführt und etwa 15cm hoch. Die Höhe des füllbaren Bereiches beträgt 10 cm und weist einen Innendurchmesser von 10 cm auf. Die Wandstärke beträgt an den Seitenwänden sowie an Ober u. Unterseite 2mm. Die Oberseite ist als Deckel ausgeführt und kann mit 4 Sechskantschrauben fest verschlossen werden. Der Reaktor wurde für die Messungen mit Versuchsmaterial gefüllt und optional an der Ober – bzw. Unterseite mit Isoliermaterial ausgekleidet. Im Mittelpunkt der Deckelscheibe befindet sich eine Öffnung über die ein Temperatursensor in das Zentrum des Versuchsmaterials getaucht werden kann (Temp 2). An der Außenseite des Reaktors befindet sich eine Halterung für die Messung der Außentemperatur (Temp 1). An der Unterseite ist zudem eine Kupplung angebracht, mithilfe derer der Reaktor rotiert werden kann.

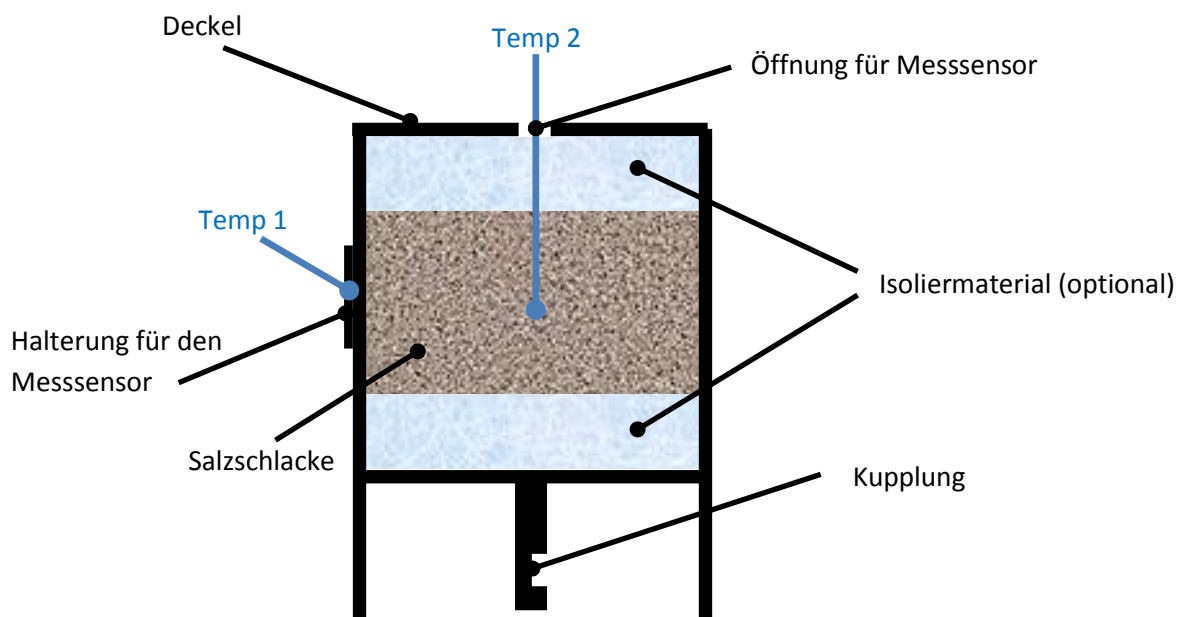


Abbildung 5.1: Reaktor – schematische Darstellung

5.2.2 Muffelofen

Der Reaktor wurde für die Versuche in einem Muffelofen aufgeheizt. Die Aufheizkurve des Muffelofens kann frei eingestellt werden. Zudem befinden sich an der Rückseite des Ofens

Öffnungen, über welche Temperatursensoren in den Ofeninnenraum geführt und am Reaktor montiert werden konnten.

5.2.3 Reaktorlagerung mit Drehantrieb

Für die dynamischen Messungen, d.h. für die Messung der Abkühlkurve der Salzschlacke, wenn diese durchmischt wird, wurde ein spezielles Gerät angefertigt. An diesem Gerät kann der Reaktor horizontal gelagert und über die montierte Kupplung mit einem Wellenantrieb in Rotation versetzt werden. Die Rotation verursacht die Mischung der Salzschlacke im Inneren, ähnlich wie bei einem Trommelmischer. Die Drehzahl beträgt $\sim 5,55$ U/min.

5.3 Versuche

Es wurden 3 Arten von Versuchen durchgeführt:

5.3.1 Versuch 1: Aufheizen im Ofen (stehend)

Bei diesem Versuch wurde der Reaktor an der Unterseite mit 3,5 cm Isoliermaterial ausgelegt und danach mit der Salzschlacke etwa 4,4 cm hoch gefüllt. Dies entspricht einer Salzschlackenmenge von etwa $0,35 \text{ dm}^3$ bzw. 0,4 kg. Die Salzschlacke wurde mit weiterem Isoliermaterial an der Oberseite abgedeckt und anschließend der Reaktor mit dem Deckel verschlossen. So wurde der Reaktor im Muffelofen platziert und zwei Messsensoren (für Temp 1 bzw. T_{Aussen} und Temp 2 bzw. T_{Innen}) angebracht. Der Muffelofen wurde gestartet und mit folgendem Temperaturprofil betrieben:

Von 22°C auf 800°C wird in 2h mit konstanter Aufheizrampe aufgeheizt. Sobald 800°C erreicht sind, wird diese Temperatur 1h gehalten. Danach wird von 800°C auf 22°C in 1h abgekühlt, ebenfalls mit konstanter Abkühlrampe.

Die Temperaturverläufe für T_{Aussen} und T_{Innen} wurden mitprotokolliert.

Durch die Isolierung wurde gewährleistet, dass die im Ofen erzeugte Hitze ausschließlich über die Seitenwände in den Reaktor dringen konnte. Dies hat zur Folge, dass sich im Zylinder ein Temperaturprofil ausbildet, das idealisiert dem **Zylinder mit unendlicher Länge** entspricht. Für dieses Wärmeleitproblem gibt es eine analytische Lösung (Carslaw and Jaeger, 1986). Sie berechnet sich für eine variierende Oberflächentemperatur $\phi(\lambda)$ nach Gleichung (5.1).

$$T(t, r) = \frac{2\kappa}{a} \sum_{n=1}^{\infty} e^{-\kappa\alpha_n^2 t} \frac{\alpha_n J_0(r\alpha_n)}{J_1(a\alpha_n)} \int_0^t e^{\kappa\alpha_n^2 \lambda} \phi(\lambda) * d\lambda \quad (5.1)$$

κ ... Temperaturleitfähigkeit $\kappa = \lambda_{\text{bed}} \rho_{\text{bed}}^{-1} c_p^{-1}$; [$\text{m}^2 \text{s}^{-1}$]

a ... Außendurchmesser; [m]

r ... radialer Abstand vom Zylindermittelpunkt; [m]

α_n ... n-te Nullstelle der Besselfunktion 0. Ordnung

J_0 ... Lösung der Besselfunktion 0. Ordnung

J_1 ... Lösung der Besselfunktion 1. Ordnung

Für den Fall, dass die Oberflächentemperatur als Polynomfunktion ($\phi(\lambda) = a + b t + c t^2 + d t^3 + \dots$) gegeben ist, kann das Integral der Gleichung (5.1) numerisch nur unter erheblichen Rechenaufwand gelöst werden und ist damit für diese Anwendung eigentlich unbrauchbar. Unter Anleitung von Hr. Prof. Clemens Brand konnte die Gleichung in einzelne, numerisch beherrschbare, Teillösungen zerlegt werden (Brand, 2012). Diese Teillösungen sind im Anhang D angeführt.

Abbildung 5.2 zeigt die Ergebnisse einer Messung gemeinsam mit der analytischen Lösung. Für die Berechnung der analytischen Lösung wurden die Stoffwerte aus Kapitel 4 übernommen ($\lambda_{\text{bed}} = 0,604 \text{ [W m}^{-1} \text{ K}^{-1}]$, $\rho_{\text{bed}} = 1152,6 \text{ [kg m}^{-3}]$, $c_p = 1100,65 \text{ [J kg}^{-1} \text{ K}^{-1}]$).

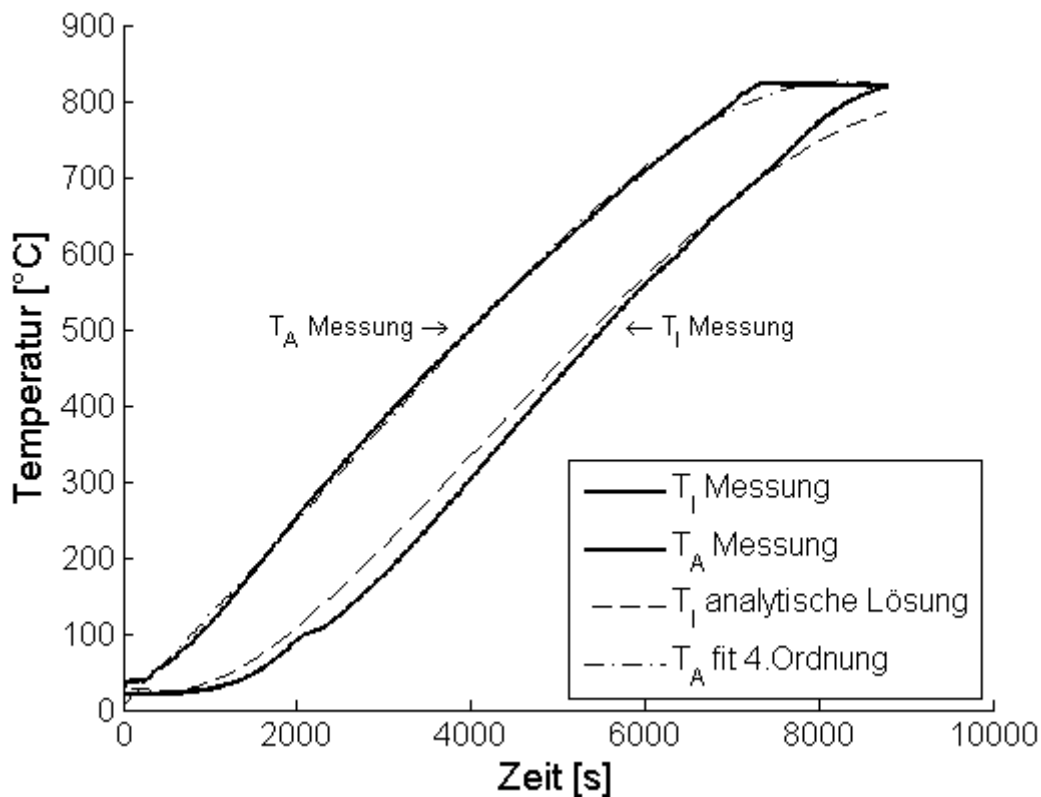
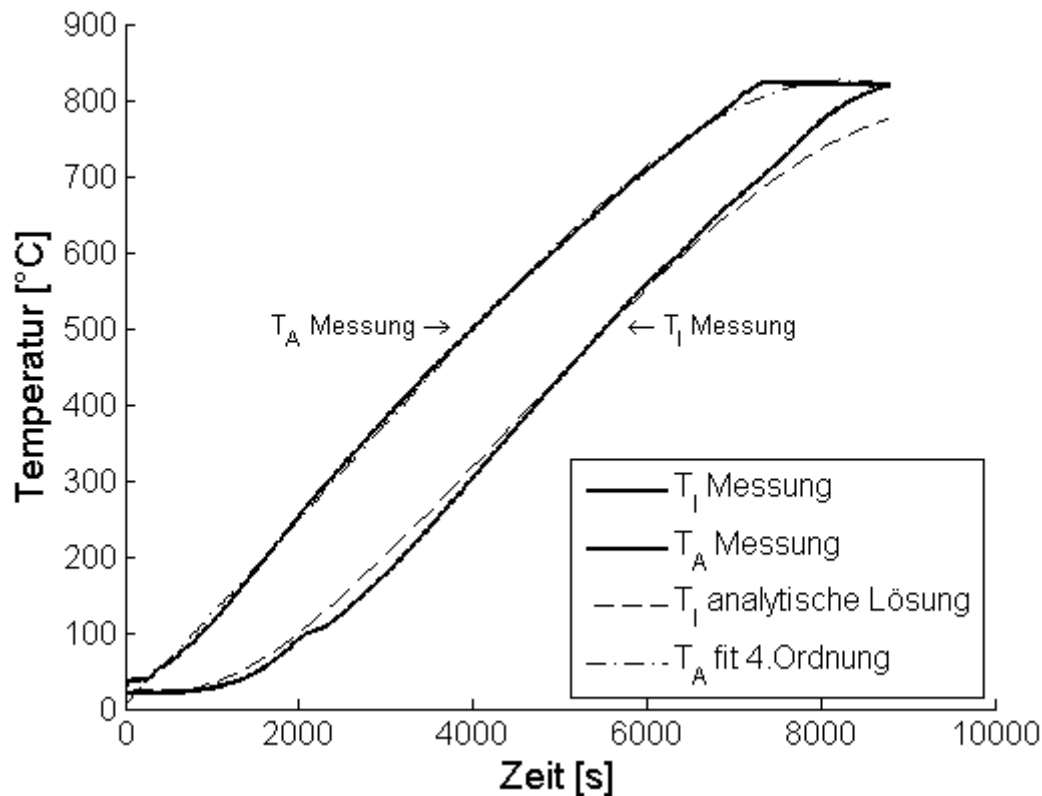


Abbildung 5.2: Versuch 1, $\lambda_{\text{bed}} = 0,604 \text{ [W m}^{-1} \text{ K}^{-1}]$

Die blaue Linie stellt den Verlauf der Temperatur an der Behälteraußenwand dar (T_A Messung). Die Temperatur im Zentrum der Salzschlacke ist rot dargestellt (T_I Messung). Die Temperatur an der Behälteraußenwand wurde durch die polyfit – Funktion in MATLAB mittels einer Polynomfunktion 4. Ordnung angenähert, sie ist hier in violett dargestellt (T_A fit 4. Ordnung). Anhand der fit-Funktion wurde die analytische Lösung des tatsächlichen Temperaturverlaufes im Inneren des Reaktors ($r=0$) über Gleichung (5.1) berechnet, sie ist hier schwarz-strichliert dargestellt (T_I analytische Lösung). Vergleicht man T_I Messung mit T_I analytische Lösung, so erkennt man, dass die analytische Lösung einen geringeren Temperaturunterschied vorhersehen würde als tatsächlich gemessen wurde. Dies kann zum einen durch die falsche Messstelle erklärt werden, da T_A Messung an der Behälteraußenwand gemessen wird und nicht an der Behälterinnenseite bzw. direkt am Grenzgebiet der Salzschlacke. Zum anderen lässt diese Abweichung vermuten, dass die Temperaturleitfähigkeit κ als zu niedrig berechnet wurde, als es der Realität entspricht. Aus der Definition von κ ergeben sich 3 mögliche Fehlerquellen: die Schüttdichte ρ_{bed} , die Wärmeleitfähigkeit λ_{bed} und die spez. Wärmekapazität $c_{p,\text{bed}}$ der Salzschlacke. Die Schüttdichte wurde direkt gemessen und ist deswegen vom Verdacht befreit falsch zu sein. Die Wärmeleitfähigkeit und die spez. Wärmekapazität wurden aus Literaturdaten und Abschätzungen heraus berechnet und können daher sehr leicht einem Fehler unterliegen. Die Ergebnisse aus diesem Versuch können dabei helfen, den Fehler dieser beiden Parameter abzuschätzen. Ändert man etwa die Wärmeleitfähigkeit λ_{bed} von $0,604 \text{ [W m}^{-1} \text{ K}^{-1}]$ auf $0,55 \text{ [W m}^{-1} \text{ K}^{-1}]$ (bei gleich bleibenden $c_{p,\text{bed}}$), erhält man eine analytische Lösung, die besser mit der tatsächlich gemessenen Lösung übereinstimmt (Abbildung 5.3).

Abbildung 5.3: Versuch 1, $\lambda_{\text{bed}} = 0,55 \text{ [W m}^{-1} \text{K}^{-1}]$

Der Fehler, der durch die falsche Messstelle entsteht, kann nicht festgestellt werden und wird vernachlässigt. Es kann auf Basis dieser Messung nicht bestimmt werden, ob die Wärmeleitfähigkeit oder die Wärmekapazität oder beide falsch berechnet wurden.

5.3.2 Versuch 2: Abkühlen bei Raumtemperatur (stehend und liegend)

5.3.2.1 Stehender Behälter

Analog zu Versuch 1 wurde der Reaktor an der Unterseite mit 3,5 cm Isoliermaterial ausgelegt und danach 4,4 cm hoch mit Salzschlacke gefüllt. Dies entspricht einer Salzschlackenmenge von etwa $0,35 \text{ dm}^3$ bzw. 0,4 kg. Die Salzschlacke wurde mit Isoliermaterial an der Oberseite abgedeckt und mit dem Deckel verschlossen. Der Reaktor wurde anschließend im Muffelofen auf 800°C aufgeheizt. Anschließend wurde er aus dem Muffelofen genommen und bei Raumtemperatur (20°C) abgekühlt. Die fallende Temperatur wurde wie bei Versuch 1 zum einen bei der Hülle des Reaktors ($T_{\text{ausßen}}$) und zum anderen im Zentrum der Salzschlacke (T_{innen}) gemessen. Auch der Abkühlvorgang ist analytisch lösbar, er entspricht der Abkühlung eines Zylinders mit unendlicher Länge und kann wie schon bei Versuch 1 mit Gleichung (5.1) bzw. deren Teillösungen für eine sich verändernde Oberflächentemperatur 3. Ordnungen numerisch berechnet werden. Für den Fall, dass der Behälter aufrecht steht, wurde folgende Messkurve ermittelt (Abbildung 5.4). Für die Berechnung der analytischen Lösung wurden die Stoffwerte aus Kapitel 4 übernommen.

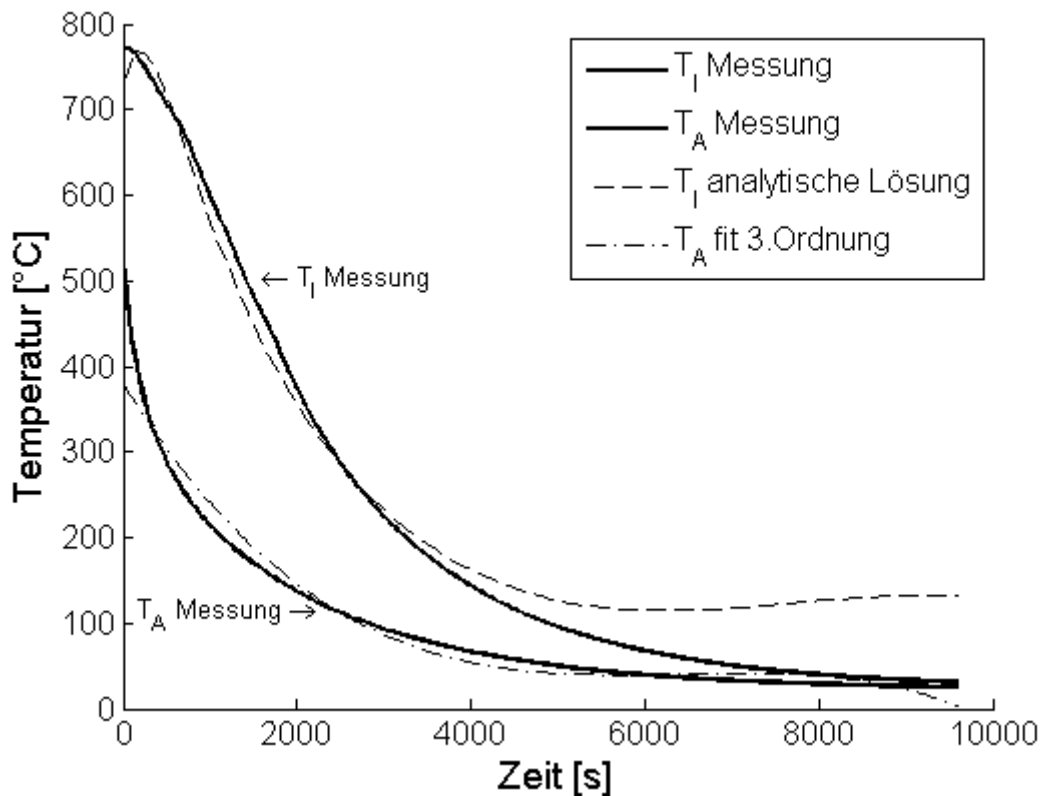


Abbildung 5.4: Versuch 2 – Reaktor stehend, $\lambda_{\text{bed}} = 0,604 \text{ [W m}^{-1} \text{ K}^{-1}]$

Im Gegensatz zu Versuch 1 lässt sich hier keine starke Abweichung feststellen. Die Approximation für λ_{bed} wird vereinfacht auf $0,6 \text{ [W m}^{-1} \text{ K}^{-1}]$ (bei gleich bleibenden $c_{p,\text{bed}}$) festgelegt.

Bemerkung: Ab dem Zeitpunkt von etwa 4000[s] beginnt die analytische Lösung sehr stark von der realen abzuweichen. Physikalisch lässt sich diese Abweichung nicht erklären, es wird daher davon ausgegangen, dass es sich um ein numerisches Problem handelt, da beim Versuch durch ein Polynom höherer Ordnung, um die Genauigkeit zu erhöhen, der gegenteilige Effekt eingetreten ist und die Kurven noch stärker voneinander abweichen. Es hätte den Rahmen dieser Diplomarbeit überschritten die genauen Ursachen für diese numerische Instabilität festzustellen.

5.3.2.2 Liegender Behälter

Der Abkühlversuch wurde auch für den Fall durchgeführt, dass der Reaktor liegt. Abbildung 5.5 zeigt diesen Fall exemplarisch für λ_{bed} von $0,604 \text{ [W m}^{-1} \text{ K}^{-1}]$. Hier lässt sich eine Verbesserung des Ergebnisses erzielen (siehe Abbildung 5.6), wenn die Wärmeleitfähigkeit auf $0,5 \text{ [W m}^{-1} \text{ K}^{-1}]$ gesenkt wird (bei gleich bleibenden $c_{p,\text{bed}}$).

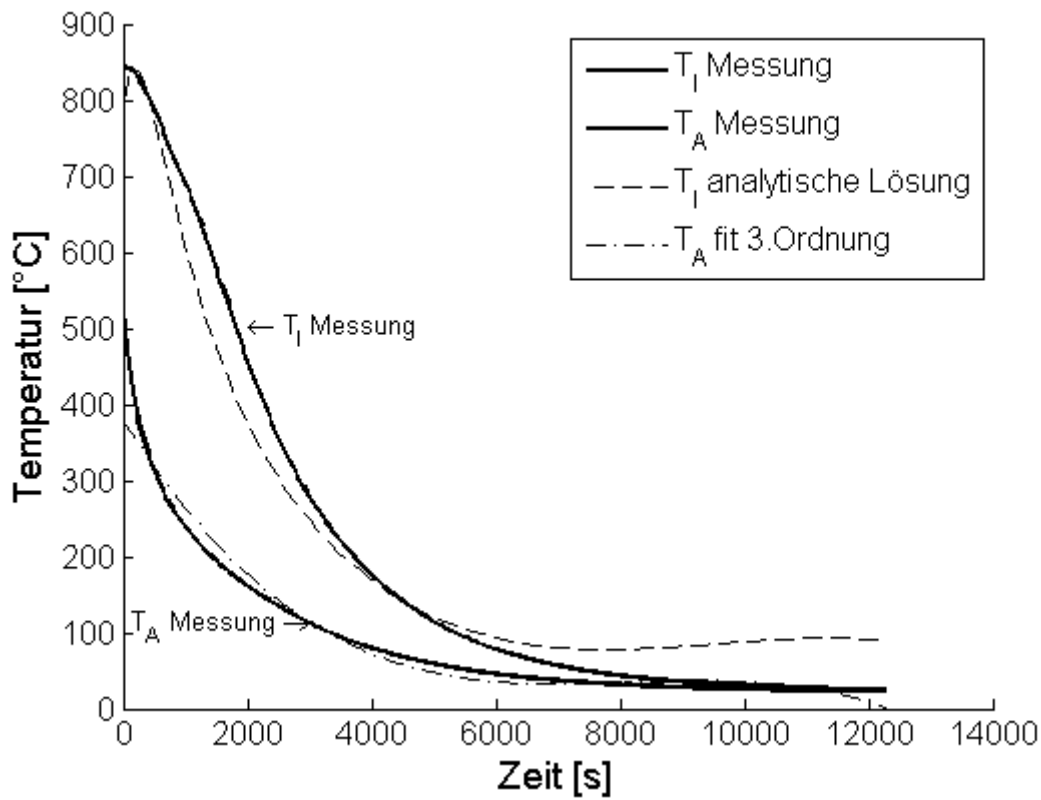


Abbildung 5.5: Versuch 2 - Reaktor liegend, $\lambda_{bed} = 0,604 \text{ [W m}^{-1} \text{ K}^{-1}]$

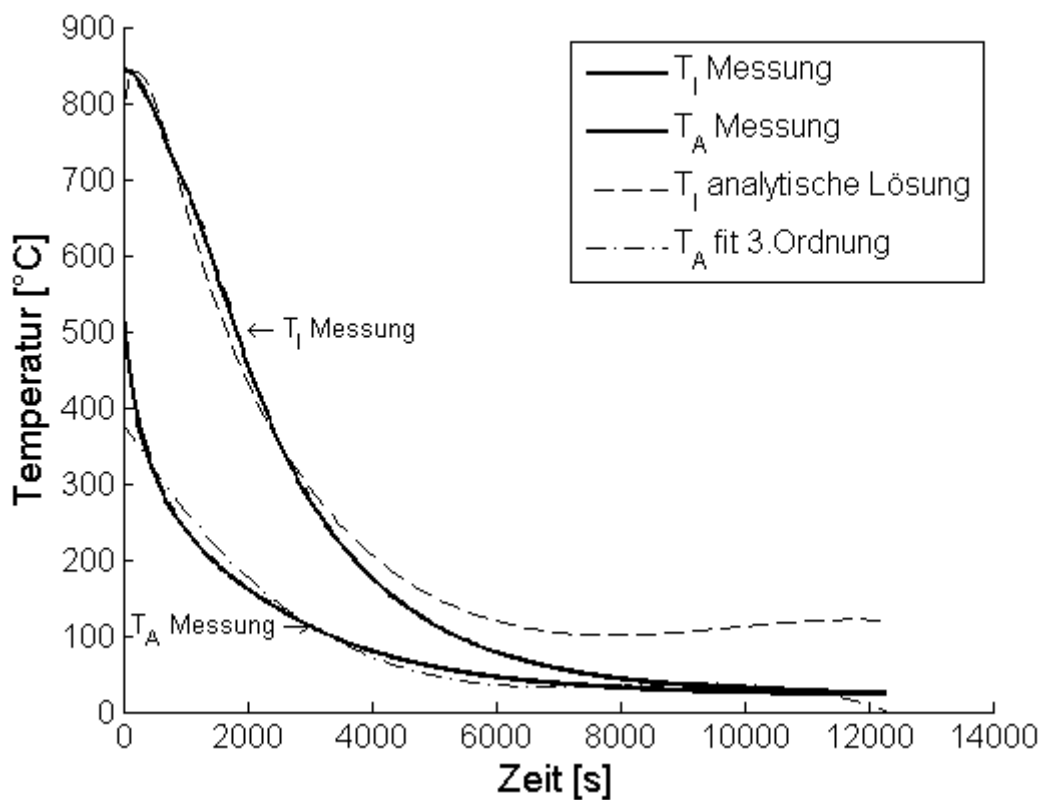


Abbildung 5.6: Versuch 2 - Reaktor liegend, $\lambda_{bed} = 0,5 \text{ [W m}^{-1} \text{ K}^{-1}]$

Bemerkung: Auch bei diesem Versuch treten ab dem Zeitpunkt 4000[s] die numerischen Instabilitäten auf.

Vergleich man das reale Abkühlverhalten der beiden Messungen wie Abbildung 5.7, zeigt sich wie erwartet, dass der stehende Behälter eine kürzere Abkühlzeit aufweist. Die Erklärung dafür ist die sich ausbildende Grenzschicht entlang der Reaktorwand, die zu einem höheren Wärmeübergangskoeffizienten führt und so eine raschere Abkühlung ermöglicht. Dieser Vergleich hat für die Salzschlacken Charakterisierung keine besondere Bedeutung und dient ausschließlich einer Validierung der Messungen, die in Versuch 2 durchgeführt wurden.

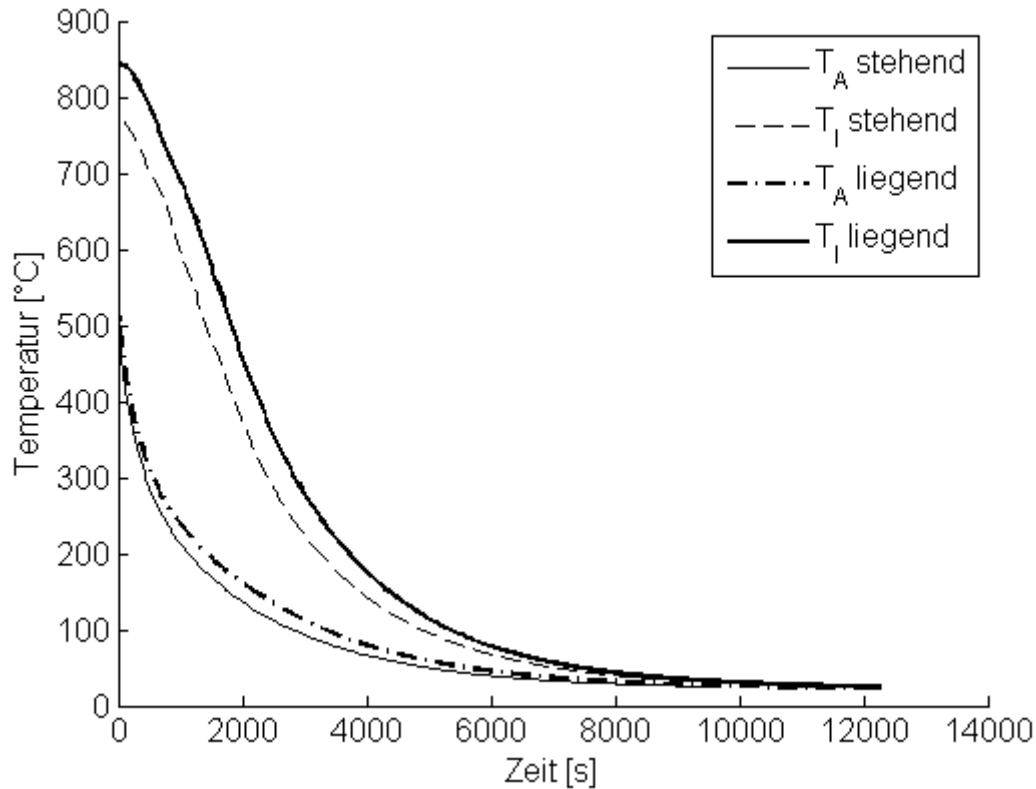


Abbildung 5.7: Versuch 2 – Vergleich: Reaktor stehend vs. Reaktor liegend

5.3.3 Auswertung der Versuche 1 und 2

Die Ergebnisse der Kapitel 5.3.1 und 5.3.2 legen die Vermutung nahe, dass die spez. Wärmekapazität bzw. die Wärmeleitfähigkeit der Salzschlacke relativ genau berechnet wurden. Dennoch konnten leichte Abweichungen beobachtet werden und es kann nicht festgestellt werden, welcher der beiden Parameter korrigiert werden muss. Für die numerische Modellierung ist es nicht von Bedeutung, welcher der beiden Werte angepasst wird, es wurde die Wärmeleitfähigkeit gewählt, da deren Berechnung weitaus komplizierter ist und eine Vielzahl an Annahmen getroffen werden mussten.

Tabelle 5.1: Ergebnisse zur korrigierten Wärmeleitfähigkeit aus Modellversuchen

Quelle	$\lambda_{bed} [W m^{-1} K^{-1}]$
Berechnung (Kapitel 4)	0,604
Versuch 1	0,55
Versuch 2 - stehend	0,6
Versuch 2 - liegend	0,5

Als korrigierter Wert für die Wärmeleitfähigkeit wird basierend auf den Versuchen (siehe Tabelle 5.1) der Wert $\lambda_{bed,korr} = \lambda_{bed} = 0,55 [W m^{-1} K^{-1}]$ angenommen.

Hier sei erwähnt, dass für die Berechnung von $\lambda_{\text{bed}} = 0,604$ als Temperatur 400°C angenommen wird. Bei fallender Temperatur nimmt die berechnete Leitfähigkeit ab. Der über die Versuche ermittelte Wert entspricht einer Mittelung über den gesamten Temperaturbereich und weicht unter anderem deswegen vom berechneten Wert ab.

5.3.4 Versuch 3: Abkühlen bei rotierendem Reaktor

Für diesen Versuch wurde der Reaktor etwa 4,4 cm hoch mit Salzschlacke gefüllt, jedoch ohne Isolationsmaterial ausgekleidet. Die entspricht einer ungefähren Füllmenge von $0,35\text{dm}^3$ oder 0,4kg bzw. einem Füllgrad von 44% des Gesamtinnenvolumens. Anschließend wurde der Reaktor im Muffelofen auf 800°C erhitzt. Danach wurde der Reaktor aus dem Ofen genommen und an der Reaktorlagerung mit Wellenantrieb (siehe Kapitel 5.2.3) über die Kupplung fixiert. Dann wurde ein Messsensor durch die Deckelöffnung im Inneren der Salzschlacke montiert und die Temperatur während des Versuches mitprotokolliert ($T_{S,\text{Messung}}$).

Durch die Bohrung im Deckel, durch die der Messsensor geführt wird, kam es zu einem leichten Austrag von Salzschlacke. Der Austrag betrug nur wenige Gramm und wurde daher vernachlässigt.

Die Gegebenheiten dieses Versuches wurden mithilfe eines Modelles simulationstechnisch nachgebildet, um Vergleiche anstellen zu können. Die Erstellung dieses Modelles ist im Folgenden dargestellt.

5.3.4.1 Modellentwicklung für Versuch 3

Es sei angenommen, dass die Salzschlacke ideal durchmischt sei und als punktförmiger Wärmespeicher beschrieben werden kann, es gilt $T_S = T_S(t)$. Die Tatsache, dass die Schlacke real (im Gegensatz zu ideal) durchmischt ist, wird in später in Form des Transportwiderstandes $R_{\alpha,\text{bed}}$ berücksichtigt. Für das Modell wird weiter angenommen, dass als einzige Wärmesenke die Behälteraußenwand auftritt, sie wird über den spez. Wärmefluss \dot{q} und die Austauschfläche F beschrieben. Damit ergibt sich die abgegebene Wärmemenge des Reaktors nach Gleichung (5.2).

$$\frac{dQ_S}{dt} = F * i \quad (5.2)$$

Dies kann erweitert werden zu Gleichung (5.3).

$$\frac{d(V_S * \rho_S * c_{pS} * T_S)}{dt} = F * i \quad (5.3)$$

Es wird weiter angenommen, dass das Volumen V_S , die Dichte ρ_S und die spez. Wärmekapazität c_{pS} der Schlacke konstant sind, damit gilt $V_S(t) = V_S$, $\rho_S(t) = \rho_S$, $c_{pS}(t) = c_{pS}$, und es folgt Gleichung (5.4) zur Beschreibung des Temperaturverlaufes der Schlacke über die Zeit.

$$\frac{dT_S}{dt} = \frac{F * i}{V_S * \rho_S * c_{pS}} \quad (5.4)$$

Die Austauschfläche F entspricht der Zylinderoberfläche gemeinsam mit dem Boden und der Deckelfläche. Sie beträgt, entsprechend der Reaktorgeometrie, $F = 0,0471 \text{ m}^2$. Die Berechnung des Wärmestromes über den Schlackenbehälter \dot{q} erfolgt nach Gleichung (5.5).

$$i = -T^0 \quad (5.5)$$

T^0 entspricht der Umgebungstemperatur, sie ist konstant 20°C . T_S entspricht der Schlackentemperatur und ändert sich bei fortlaufender Abkühlung. Der Wärmedurchgangskoeffizient k_w gilt als Maß für die Wärmemenge, die zwischen dem Temperaturgefälle T_S und T^0 transportiert wird. Ein hoher Koeffizient k_w entspricht einem schnellen Wärmetransport von der Salzschlacke T_S hin zur Umgebung T^0 . Eine andere Modellvorstellung beschreibt den Wärmetransport über eine Verschaltung von Wärmewiderständen R , die den Wärmetransport behindert. Der Kehrwert des Wärmeübergangskoeffizienten k_w entspricht dem Kehrwert der Summe des Wärmewiderstandes R_{res} wie in Gleichung (5.6) dargestellt. Genauere Erläuterungen zum Wärmedurchgangskoeffizienten bzw. Wärmedurchgangswiderstände befinden sich in Kapitel 3.

$$k_w = \frac{1}{R_{res}} \quad (5.6)$$

Im Versuch 3 lautet die Anordnung der Wärmewiderstände gemäß Abbildung 5.8:

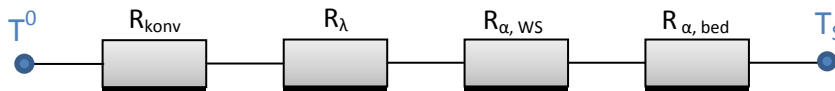


Abbildung 5.8: Versuch 3 - Wärmewiderstände

- T^0 ... Temperatur der Umgebungsluft
- R_{konv} ... Wärmewiderstand bei Wärmeübergang von Reaktoroberfläche zur Umgebungsluft
- R_λ ... Wärmewiderstand durch Wärmeleitung im Behältermaterial
- $R_{\alpha,WS}$... Wärmewiderstand bei Wärmeübergang von Behälterwand zu Salzschlacke
- $R_{\alpha,bed}$... Wärmewiderstand durch Wärmeleitung in der Salzschlacke
- T_S ... Temperatur der Salzschlacke

Der Gesamtwärmewiderstand R_{Ges} berechnet sich aus der Summe der Einzelwiderstände (siehe Gleichung (5.7)).

$$R_{Ges} = R_{konv} + R_\lambda + R_{\alpha,WS} + R_{\alpha,bed} \quad (5.7)$$

5.3.4.1.1 Berechnung von R_{konv}

Der Wärmeübergangswiderstand R_{konv} bzw. dessen Kehrwert α_{konv} wurde prinzipiell analog wie in Kapitel 3 bestimmt. Der Wärmeübergang von der Reaktoroberfläche zur Umgebungsluft erfolgt über eine Mischkonvektion durch freie und erzwungene Konvektion. Die freie Konvektion ergibt sich aus dem Temperaturgefälle zwischen dem heißem Reaktor und der Umgebungsluft. Die erzwungene Konvektion ergibt sich aus der Drehbewegung des Reaktors, die zu einer Änderung der Luftschichten um den Reaktor führt.

Für eine möglichst genaue Berechnung der Konvektion wurde die Reaktoroberfläche in 2 Bereiche mit unterschiedlicher Berechnungsmethodik geteilt. Die Berechnungsergebnisse sind in Anhang C angeführt.

1. Bereich: Zylinderoberfläche

Der erste Bereich ist die Zylinderoberfläche, der entsprechende Wärmeübergangskoeffizient lautet $\alpha_{zyl}(T_S)$.

Freie Konvektion an der Zylinderfläche

Analog zu den Berechnungen der freien Konvektion des Schlackenbehälters in Kapitel 3.2.7.1 muss zunächst die Graßhofzahl und die Rayleighzahl ermittelt werden. Die Nusseltbeziehung zur Beschreibung der freien Konvektion an einem Zylinder ist in Gleichung (5.8) angegeben. Da die freie Konvektion sich mit der Temperatur ändert, werden die benötigten Werte für zwölf festgelegte Temperaturen berechnet und später über eine Regressionskurve verbunden.

$$Nu_{Zylinder, frei. Konv.} = \left\{ 0,752 + 0,387 \left[Ra * f_3(\text{Pr}) \right]^{\frac{1}{6}} \right\}^2 \quad (5.8)$$

Die Funktion $f_3(\text{Pr})$ ist in Gleichung (5.9) definiert.

$$f_3(\text{Pr}) = \left[1 + \left(\frac{0,559}{\text{Pr}} \right)^{\frac{9}{16}} \right]^{\frac{16}{9}} \quad (5.9)$$

Erzwungene Konvektion an der Zylinderfläche

Für die erzwungene Konvektion wurde wie der Ansatz für ein querangeströmtes Rohr verwendet, die Nusseltbeziehungen für den laminaren und turbulenten Bereich sind in Gleichung (5.10) angegeben.

$$\begin{aligned} Nu_{Zyl, lam} &= 0,664 \sqrt{\text{Re}} \sqrt[3]{\text{Pr}} \\ Nu_{Zyl, tur} &= \frac{0,037 \text{Re}^{0,8} \text{Pr}}{1 + 2,443 \text{Re}^{-0,1} \left(\text{Pr}^{\frac{2}{3}} - 1 \right)} \end{aligned} \quad (5.10)$$

Über den Ansatz nach Gnielinski können diese beiden Anteile zusammengerechnet werden, siehe Gleichung (5.11).

$$Nu_{Zyl, erzw} = 0,3 + \sqrt{Nu_{Zyl, lam}^2 + Nu_{Zyl, tur}^2} \quad (5.11)$$

Bei der Berechnung der Reynoldszahl nach Gleichung (5.12) gilt als charakteristische Länge l_c die Überstromlänge l , sie ist für Zylinder definiert nach Gleichung (5.13).

$$\text{Re} = \frac{v * l_c}{\nu} \quad (5.12)$$

$$l = \frac{\pi}{2} * d_{Zylinder} = \frac{\pi}{2} * 0,1 [m] = 0,157 [m] \quad (5.13)$$

Die Geschwindigkeit, mit der die Luft über die Zylinderfläche streicht, wurde berechnet, indem der Umfang des Zylinders mit der Drehgeschwindigkeit des Reaktors $n = 0,0093 \text{s}^{-1}$ multipliziert wird, siehe Gleichung (5.14).

$$v = U_{Zyl} * n = 0,1 [m] * \pi * 0,093 \left[\frac{1}{s} \right] = 0,0292 \left[\frac{m}{s} \right] \quad (5.14)$$

Resultierende Mischkonvektion an der Zylinderoberfläche

Gemäß dem Ansatz von Churchill, dargestellt in Gleichung (5.15), können die Komponenten für die

freie und die erzwungene Konvektion zu einer resultierenden Nusseltzahl zusammengeführt werden (Wärmeatlas, 2006).

$$Nu_{\text{misch}} = \sqrt[3]{Nu_{\text{frei.Konv.}}^3 + Nu_{\text{erzw.Konv.}}^3} \quad (5.15)$$

Über die Definition der Nusseltzahl, siehe Gleichung (3.25), kann der resultierende Wärmeübergangskoeffizient des Zylinders $\alpha_{\text{Zyl}}(T_s)$ bestimmt werden. Er ist für die zwölf gewählten Temperaturen in Tabelle C.9 im Anhang C angeführt.

2. Bereich: Bodenfläche und Deckelfläche

Der zweite Bereich sind die beiden Seitenflächen (Bodenfläche und Deckel), ihr Wärmeübergangskoeffizient lautet $\alpha_{\text{BD}}(T_s)$.

Freie Konvektion an der Boden und Deckelfläche

Die freie Konvektion wurde über den Ansatz für vertikale Wände berechnet mit einer charakteristischen Länge von $d/2$. Analog zur freien Konvektion, wie sie bei der Zylinderfläche berechnet wurde, wird zunächst die Graßhofzahl und danach die Rayleighzahl berechnet. Mithilfe des Nusseltansatzes für vertikale Wände, siehe Gleichung (3.48), können die entsprechende Nusseltzahlen berechnet werden.

Erzwungene Konvektion an der Boden und Deckelfläche

Die erzwungene Konvektion wurde über den Ansatz für eine Strömung längs einer Platte mit einer charakteristischen Länge von $d/2$ berechnet. Die für die Reynoldszahl benötigte Geschwindigkeit wurde über das Produkt aus Umdrehungsgeschwindigkeit und dem Umfang des halben Durchmessers gewählt. Diese Länge wurde gewählt, da die Luft an den beiden Flächenstücken je nach Abstand zur Drehachse unterschiedlich schnell darüber streicht und diese Methode eine Art Mittelwert darstellt.

Der Nusseltansatz zur Berechnung des laminaren Anteiles der erzwungenen Konvektion ist in Gleichung (3.54) angegeben, der Ansatz für den turbulenten Anteil in Gleichung (3.55).

Resultierende Mischkonvektion an der Boden und Deckelfläche

Analog zu Gleichung (5.11) kann über den Ansatz nach Gnielinski, siehe Gleichung (5.16), die resultierende Mischkonvektion berechnet werden.

$$Nu_{\text{BD,erzw}} = \sqrt{Nu_{\text{BD,lam}}^2 + Nu_{\text{BD,tur}}^2} \quad (5.16)$$

Über die Definition der Nusseltzahl, siehe (3.25), kann der resultierende Wärmeübergangskoeffizient der Boden und Deckelfläche $\alpha_{\text{BD}}(T_s)$ bestimmt werden. Er ist für die zwölf gewählten Temperaturen in Tabelle C.12 im Anhang C angeführt.

Zusammenführung der Wärmeübergangskoeffizienten $\alpha_{\text{Zyl}}(T_s)$ und $\alpha_{\text{BD}}(T_s)$ zu resultierenden Gesamtübergangskoeffizienten $\alpha_{\text{konv}}(T_s)$

Die beiden Wärmeübergangskoeffizienten wurden entsprechend Ihres Anteils an der Gesamtfläche gewichtet aufsummiert: Die Zylinderfläche beträgt $F_z=0,0314\text{m}^2$ bzw. 66,7% der Gesamtfläche, die Fläche des Deckels und Bodens gemeinsam $F_{\text{DB}}=0,0157\text{m}^2$ bzw. 33,3% der Gesamtfläche.

Für eine bestimmte Temperatur lässt sich der Wärmeübergangskoeffizient bzw. der Wärmewiderstand nach Gleichung (5.17) berechnen:

$$\alpha_{konv}(T_S) = 0,667 * \alpha_{Zyl}(T_S) + 0,333 * \alpha_{BD}(T_S) \quad (5.17)$$

α_{konv} bzw. R_{konv} wurde für zwölf Temperaturen gebildet (Tabelle 5.2).

Tabelle 5.2: Versuch 3 - resultierender Wärmeübergangskoeffizient α_{konv} bzw. Wärmewiderstand R_{konv} abhängig von der Reaktortemperatur T_R

T_{SB} [°C]	Wärmeübergangskoeffizient α_{konv} [W m ⁻² K ⁻¹]	Wärmewiderstand R_{konv} [W m ⁻² K ⁻¹]
800	9,86	0,101
700	9,61	0,104
600	9,32	0,107
500	8,98	0,111
400	8,56	0,117
300	7,98	0,125
200	7,17	0,139
100	5,90	0,170
80	5,47	0,183
50	4,56	0,219
30	3,48	0,287
20	1,59	0,630

5.3.4.1.2 Berechnung von R_λ

Als Wert für die Leitfähigkeit des Behältermaterialies λ_s wird die Wärmeleitfähigkeit eines Baustahles angenommen. Da die Wärmeleitfähigkeit mit zunehmender Temperatur abnimmt 50 [W m⁻² K⁻¹] bei 200°C und 36 [W m⁻² K⁻¹] bei 600°C, jedoch kein genauer Verlauf bekannt ist, wird ein repräsentativer Wert angenommen. Dieser wird auf $\lambda_s=40$ [W m⁻² K⁻¹] festgelegt. Die Dicke der Behälterwand beträgt 2mm.

$$R_\lambda = \frac{d}{\lambda_s} = \frac{0,002[m]}{40 \left[\frac{W}{m * K} \right]} = 0,00005 \left[\frac{m^2 K}{W} \right] \quad (5.18)$$

5.3.4.1.3 Berechnung von $R_{\alpha,WS}$

Dieser Wert kann von Kapitel 3.2.4.2 übernommen werden, da die gleichen Verhältnisse vorliegen. Er beträgt $R_{\alpha,WS} = 0,00115$ m² K W⁻¹.

5.3.4.1.4 Berechnung von $R_{\alpha,bed}$

In Kapitel 4 wurde die Bestimmung der Temperaturleitfähigkeit der Salzschlackenschüttung λ_{bed} durchgeführt. Anschließend wurde in den Versuchen 1&2 dieser Wert entsprechend den Versuchsergebnissen auf $\lambda_{bed} = 0,55$ [W m⁻² K⁻¹] korrigiert. Bei Versuch 3 ist zu beachten, dass die Schlacke im Reaktor durch die Rotationsbewegung ständig umgewälzt wird. Diese Durchmischung hat zur Folge, dass die Wärme schneller aus dem Inneren der Schlacke transportiert werden kann, d.h. dass der Wärmewiderstand der Schlacke reduziert wird. Analog zu Kapitel 3 wird dieser Effekt nach VDI Wärmeatlas - Kapitel Mg berechnet (Wärmeatlas, 2006).

Die Drehzahl des Reaktors beträgt 5,55 U/min bzw. 0,0925 U/s. Die Mischgüte N_{mix} wird auf 10 geschätzt.

Anhand dieser Daten kann der Wärmewiderstand $R_{\alpha,bed}$ bestimmt werden. Die Werte für ρ_{bed} und $c_{p,bed}$ wurden direkt aus Kapitel 4 übernommen. Für λ_{bed} wurde der korrigierte Wert $\lambda_{bed} = 0,55 \text{ [W m}^{-2} \text{ K}^{-1}\text{]}$ gewählt.

$$t_R = \frac{1}{n} N_{mix} = \frac{1}{0,0925 \left[\frac{1}{s} \right]} 10 = 108,11 [s] \quad (5.19)$$

$$\alpha_{bed} = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \frac{\sqrt{(\rho\lambda c)_{bed}}}{\sqrt{t_R}} = 82,1 \left[\frac{W}{m^2 K} \right] \quad (5.20)$$

$$R_{\alpha,bed} = \frac{1}{\alpha_{bed}} = 0,0122 \left[\frac{m^2 K}{W} \right] \quad (5.21)$$

5.3.4.1.5 Bestimmung von k_W

Anhand der Werte, die in den obigen Kapiteln berechnet wurden, kann nach Gleichung (5.7) der Gesamtwärmewiderstand bzw. der Wärmedurchgangskoeffizient k_W bestimmt werden. Er ist als Funktion der Temperatur in Tabelle 5.3 angegeben.

Tabelle 5.3: Versuch 3 - Wärmedurchgangskoeffizient $k_W(T_S)$ abhängig von der Reaktortemperatur T_S

T_R [°C]	Wärmedurchgangskoeffizient k_W [W m ⁻² K ⁻¹]
800	8,80
700	8,60
600	8,37
500	8,09
400	7,75
300	7,27
200	6,60
100	5,50
80	5,13
50	4,32
30	3,34
20	1,56

Der $k_W(T_S)$ Verlauf wurde mit einer Polynomfunktion 3. Ordnung angenähert. Dabei wurde der Datenpunkt $k_W(20^\circ\text{C})$ nicht berücksichtigt, da er das Ergebnis der Regressionsfunktion wegen seines verhältnismäßig niedrigen Wertes zu stark verändert, für den Abkühlvorgang jedoch von keiner Bedeutung ist.

$$k_w(T_S) = 3 \cdot 10^{-8} \cdot T_S^3 - 4 \cdot 10^{-5} \cdot T_S^2 + 0,0254 \cdot T_S + 3,0785 \quad (5.22)$$

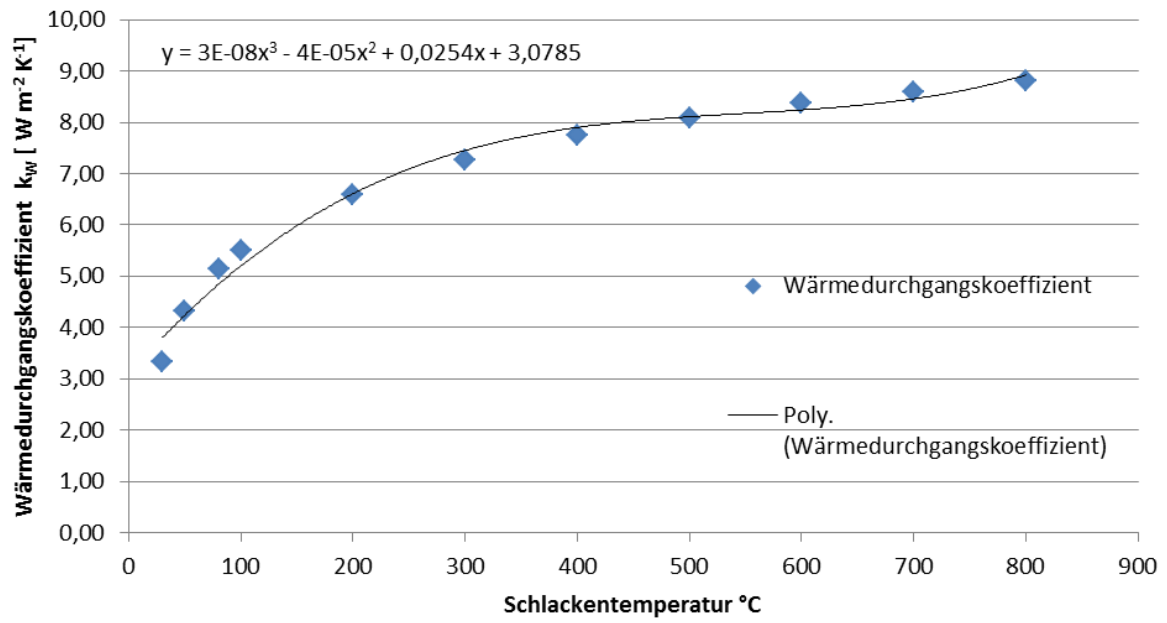


Abbildung 5.9: Versuch 3 – Wärmedurchgangskoeffizient $k_w(T_s)$, berechnete Werte und Regressionsfunktion

5.3.4.2 Gegenüberstellung: Messergebnisse und analytische Berechnung

Das mathematische Modell, wie es in Kapitel 5.3.4.1 hergeleitet wurde, ist in MATLAB realisiert worden. Die Ergebnisse der MATLAB- Berechnung und die Messwerte der Versuche sind in Abbildung 5.10 ersichtlich.

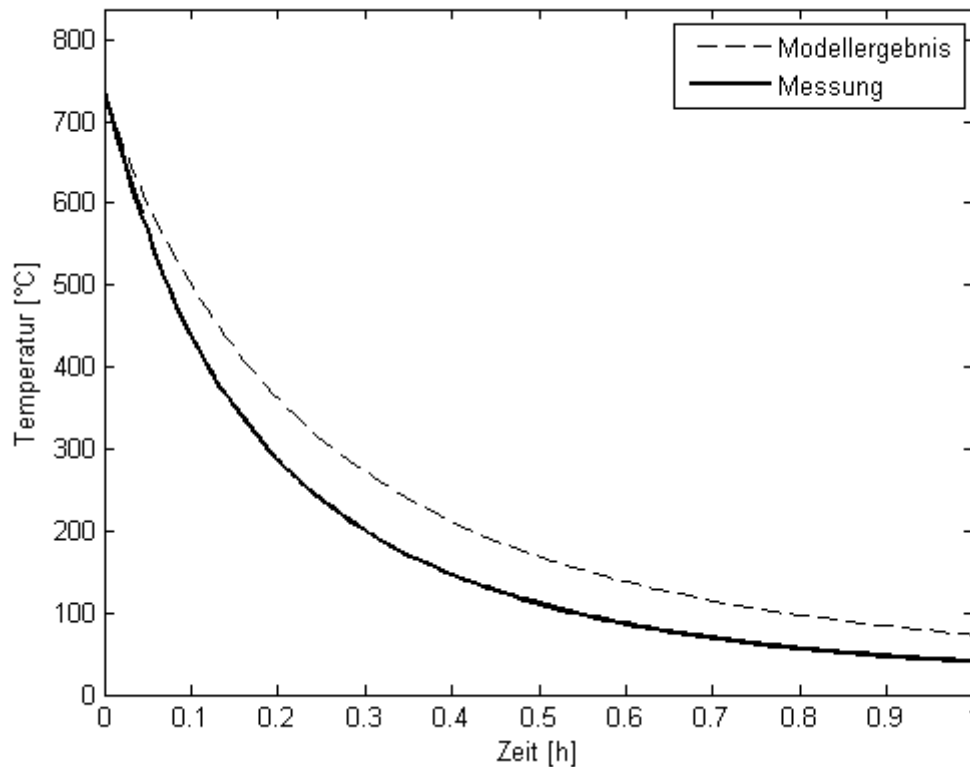


Abbildung 5.10: Versuch 3 - Modellergebnis und Messung; $N_{\text{mix}} = 10$

Man erkennt eine leichte Abweichung zwischen dem berechnete Ergebnis (violett) und den Messwerten. Die Abkühlung des Reaktors erfolgt schneller als vom Modell vorhergesehen. Auf Basis dieser Beobachtung wurde die Mischgüte erhöht, was zu einer Reduktion von $R_{\alpha, \text{bed}}$ bzw. R_{Ges} führt. In Abbildung 5.11 sind die Auswirkungen einer Reduktion der Mischgüte von $N_{\text{mix}} = 10$ auf $N_{\text{mix}} = 5$ abgebildet.

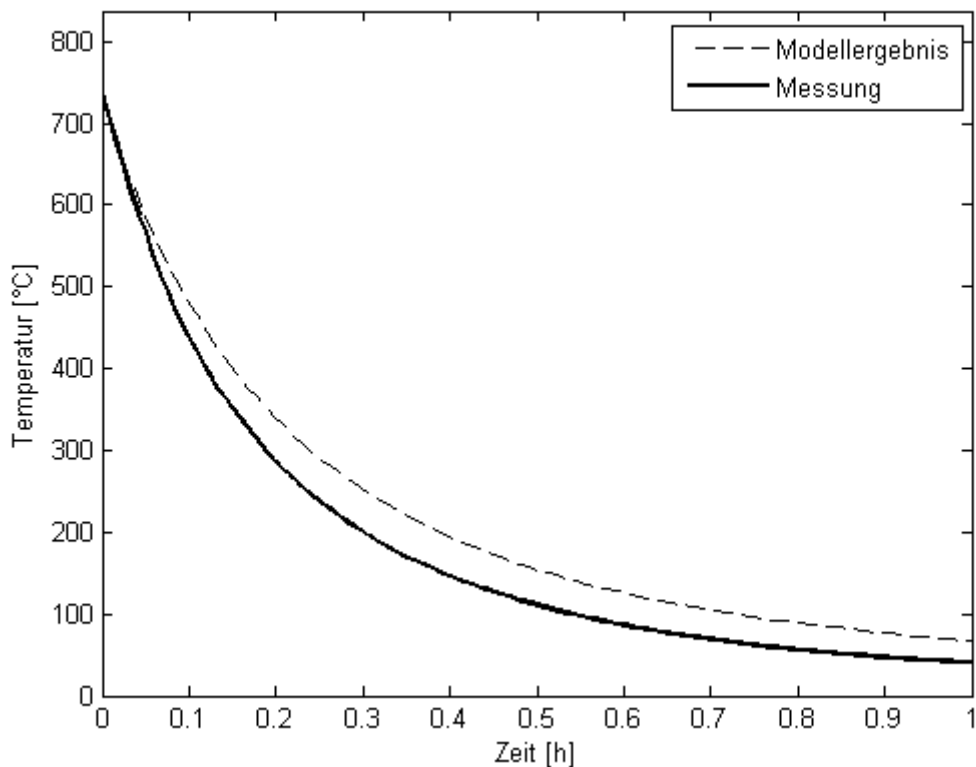


Abbildung 5.11: Versuch 3 - Modellergebnis und Messung; $N_{\text{mix}} = 1$

Es gelingt über die Senkung der Mischgüte eine Annäherung an das Ergebnis der Messungen. Allerdings muss bezweifelt werden, ob ein so niedriger Wert für die Mischgüte aufgrund des primitiven Mischvorganges realistisch ist. Zudem erkennt man, dass trotz der optimistisch angenommenen Mischgüte das berechnete Ergebnis stets über den gemessenen Werten liegt. Dies deutet auf eine Art Untergrenze für den Wärmewiderstand hin, die nicht durch Variation der Mischgüte unterschritten werden kann, für eine genauere Approximation jedoch nötig wäre.

5.3.4.3 Einführung eines Strahlungsanteiles

Die Abweichung, wie sie in Abbildung 5.10 auftritt, muss nicht zwangsweise aufgrund einer falsch angenommenen Mischgüte zustande gekommen sein. Die Abweichung kann auch mit einer Abnahme des Gesamtwärmewiderstandes zusammenhängen, die durch die Wärmestrahlung von der Reaktoroberfläche hin zur Umgebung stattfindet. Bisher wurde Konvektion als alleiniger Transportmechanismus in Form von R_{konv} angenommen. Folgendes Ersatzschaltbild stellt die Berücksichtigung der Wärmestrahlung als zusätzlichen Wärmetransportweg dar (Abbildung 5.12).

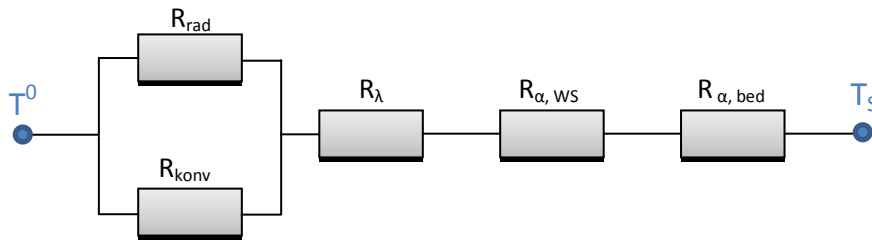


Abbildung 5.12: Versuch 3 – Wärmewiderstände mit R_{rad} ergänzt

- T^0 ... Temperatur der Umgebungsluft
- R_{konv} ... Wärmewiderstand durch Konvektion von Reaktoroberfläche zur Umgebungsluft
- R_{rad} ... Wärmewiderstand durch Strahlung von der Reaktoroberfläche zur Umgebung
- R_{λ} ... Wärmewiderstand durch Wärmeleitung im Behältermaterial
- $R_{\alpha, \text{WS}}$... Wärmewiderstand bei Wärmeübergang von Behälterwand zu Salzschlacke
- $R_{\alpha, \text{bed}}$... Wärmewiderstand durch Wärmeleitung in der Salzschlacke
- T_S ... Temperatur der Salzschlacke

Die wirkende Parallelschaltung aus R_{konv} und R_{rad} verringert den Gesamtwärmewiderstand. Die Berechnung des Wärmeübergangskoeffizienten α_{rad} wurde bereits in Kapitel 3 erklärt. Die dort berechneten Werte können direkt übernommen werden.

5.3.4.3.1 Berechnung des neuen Wärmedurchgangswertes k_W

Auf Basis der Werte aus Kapitel 5.3.4.1 und den berechneten Werten für R_{rad} aus Anhang C kann der aktuelle Wärmewiderstand R_{Ges} bzw. dessen Kehrwert der Wärmedurchgangskoeffizient k_W berechnet werden. Entsprechend Abbildung 5.12 berechnet sich der Gesamtwärmewiderstand nach Gleichung (5.23).

$$R_{\text{Ges}} = \frac{R_{\text{konv}} * R_{\text{rad}}}{R_{\text{konv}} + R_{\text{rad}}} + R_{\lambda} + R_{\alpha, \text{WS}} + R_{\alpha, \text{bed}} \tag{5.23}$$

Es ergibt sich folgender $k_W(T_S)$ Verlauf, siehe Tabelle 5.4.

Tabelle 5.4: Versuch 3 - Wärmedurchgangskoeffizient $k_W(T_S)$ mit Strahlungsanteil abhängig von der Reaktortemperatur T_R

T_R [°C]	Wärmedurchgangswert k_W [W m ⁻² K ⁻¹]
800	23,71
700	19,39
600	15,63
500	12,54
400	10,14
300	8,33
200	6,93
100	5,55
80	5,16
50	4,33
30	3,34

Der Wärmedurchgangskoeffizient $k_w(T_s)$ wird erneut mithilfe einer Polynomfunktion 3. Ordnung angenähert (siehe Gleichung (5.24) bzw. Abbildung 5.13). Bemerkung: Für die Berechnung von k_w wurde als Mischgüte der von VDI empfohlene Wert $N_{\text{mix}} = 10$ angenommen.

$$k_w(T_s) = 4 \cdot 10^{-8} \cdot T_s^3 - 2 \cdot 10^{-5} \cdot T_s^2 + 0,0213 \cdot T_s + 3,2545 \quad (5.24)$$

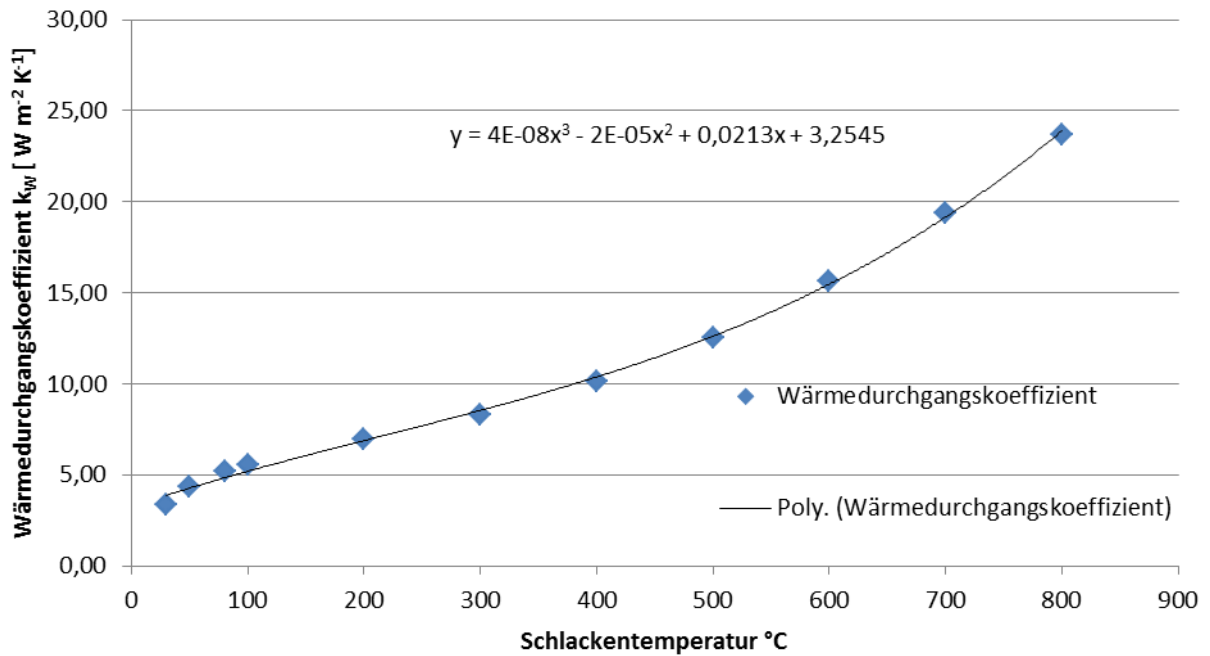


Abbildung 5.13: Versuch 3 – Wärmedurchgangskoeffizient $k_w(T_s)$ mit Strahlungsanteil, $\epsilon_1=0,79$: berechnete Werte und Regressionsfunktion

5.3.4.4 Gegenüberstellung: numerisches Modell mit Strahlungsterm im Vergleich zu den Messergebnissen

In Abbildung 5.14 sind die Ergebnisse des aktualisierten numerischen Modelles den realen Messergebnissen gegenübergestellt.

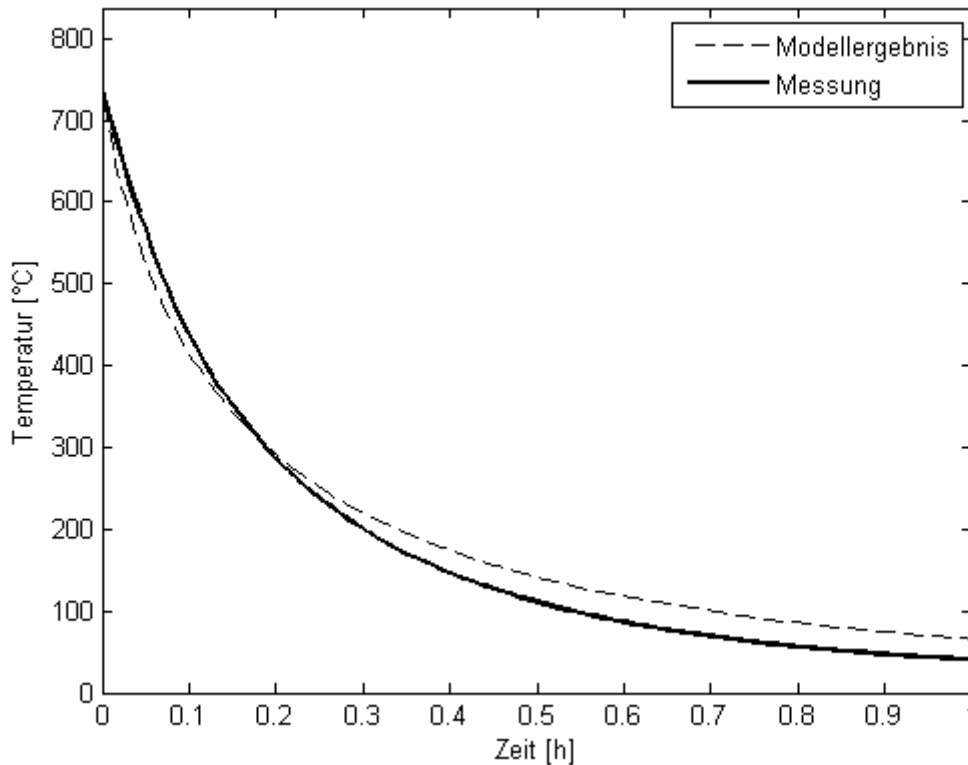


Abbildung 5.14 Versuch 3: Modellergebnis und Messung; mit Strahlungsanteil, $\epsilon_1 = 0,79$

Anhand Abbildung 5.14 wird ersichtlich, dass die Einführung eines Strahlungswiderstandes die Untergrenze, wie sie in Abbildung 5.11 erkennbar war, aufbricht. Dem gegenüber steht die Beobachtung, dass der Temperaturverlauf durch den Strahlungsanteil physikalisch abweicht, d.h. dass zunächst eine etwas zu niedrige Temperatur vorhergesehen wird und ab $\sim 300^\circ\text{C}$ eine etwas zu hohe Temperatur.

Die Ergebnisse dieses 3. Modellversuches zeigen, dass das hier angewendete numerische Modell die physikalischen Gegebenheiten des rotierenden Reaktors mit verhältnismäßig hoher Genauigkeit nachbilden kann. Sie haben weiter gezeigt, dass die Berücksichtigung eines Strahlungsanteils am Gesamtwärmetransport die Möglichkeiten des Modelles erweitern. Ob der Strahlungsanteil zwingend notwendig ist lässt sich bisher nicht mit letzter Bestimmtheit sagen. Weiter wird für das Schlackenkühlermodell ersichtlich, dass eine Vielzahl an Kalibrationsversuchen notwendig sein werden, um die Mischgüte des Prozesses richtig einschätzen zu können.

6 Gegenüberstellung: Modellergebnisse vs. Versuchsergebnisse der Pilotanlage

6.1 Einleitung

Wie bei der Zielbeschreibung dieser Arbeit bereits erwähnt, versucht das Modell vorherzusagen darüber zu treffen, wie sich der Temperatur der Schlacke über die Zeit verändert. Die Firma KMF hat zum Ende der Diplomarbeit bereits Versuche an der Pilotanlage durchgeführt. Die Ergebnisse dieser Versuche sowie deren Interpretation sind im Folgenden angeführt. Dabei ist zu beachten, dass der Kühlluftvolumenstrom der Anlage noch nicht gemessen wurde. Die eingesetzte Luftvolumenmenge ist demzufolge eine Schätzung.

6.2 Testversuche an der Pilotanlage

6.2.1 Versuch 1 am 11.01.2013

In Tabelle 6.1 sind die Versuchsparameter des ersten Testversuches angegeben.

Tabelle 6.1: Prozessparameter des 1. Testversuches

Bezeichnung	Wert
Schlackenmenge	338 kg
Gebläsestärke	21,5 Hz bzw. 50 % der Maximalleistung
Umgebungstemperatur	15°C

Basierend auf der Gebläsestärke wird eine Kühlluftmenge von $3 \text{ [m}^3 \text{ s}^{-1}\text{]}$ angenommen. Die Schlackenmenge liegt unter dem Auslegungswert von 500 kg, es kann daher von einer starken Durchmischung ausgegangen werden, die Mischgüte wird mit 5 [-] angenommen. Für Abbildung 15 wurden die Versuchsparameter in das Modell übertragen, die Ergebnisse sind den Messwerten der Firma KMF gegenübergestellt.

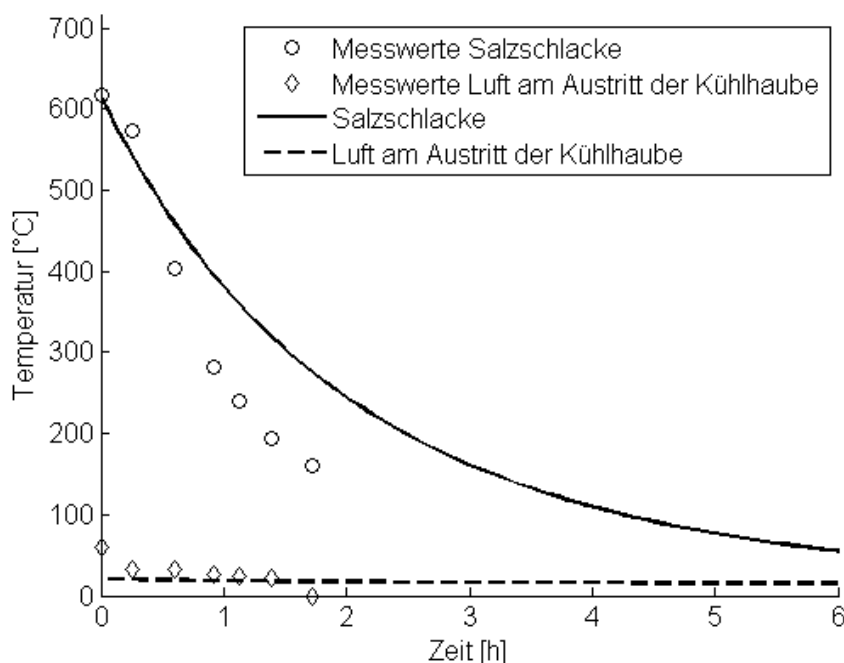


Abbildung 15: Testversuch 1

Bezüglich der Schlackentemperatur sagt das Modell, gegenüber den Messungen an der Anlage, eine wesentlich langsamere Abkühlkurve vorher. Die Kühlluft wird als zu niedrig berechnet und unterliegt im Zeitablauf keiner so starken Schwankung als tatsächlich gemessen.

6.2.2 Versuch 2 am 11.01.2013

In Tabelle 6.2 sind die Versuchsparameter des zweiten Testversuches angegeben.

Tabelle 6.2: Prozessparameter des 2. Testversuches

Bezeichnung	Wert
Schlackenmenge	562 kg
Gebläsestärke	21,5 Hz bzw. 50 % der Maximalleistung
Umgebungstemperatur	12°C

Basierend auf der Gebläsestärke wird eine Kühlluftmenge von $3 \text{ [m}^3 \text{ s}^{-1}\text{]}$ angenommen. Da die Schlackenmenge etwa dem Auslegungswert von 500 kg entspricht wird, wie im VDI Wärmeatlas vorgeschlagen, die Standard- Mischgüte von 10 [-] angenommen. Für Abbildung 16 wurden erneut die Versuchsparameter in das Modell übertragen, die Ergebnisse sind den Messwerten der Firma KMF gegenübergestellt.

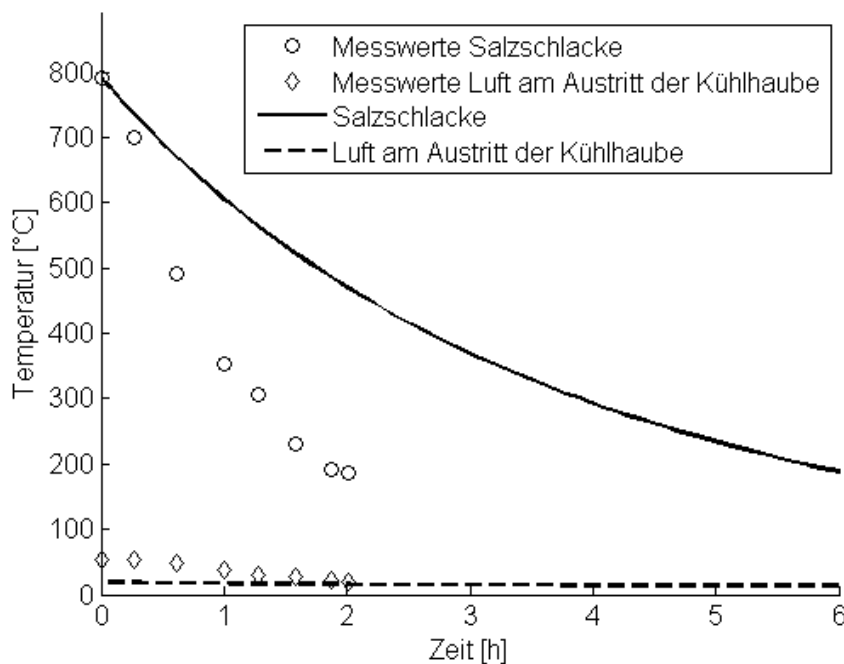


Abbildung 16: Testversuch 2

Die Analyse des zweiten Versuches zeigt die gleiche Charakteristik wie schon beim ersten Versuch beobachtet: Die Schlackentemperatur wird als zu hoch, die Kühllufttemperatur als zu niedrig berechnet.

6.3 Zusammenfassung

Wie man anhand der Diagramme erkennen kann, sind die Ergebnisse der Modellsimulation durchaus annehmbar. Für eine Verwendung in den in der Zielsetzung genannten Zwecken (Prozessoptimierung und Vorhersage über Prozessverlauf) ist die Genauigkeit jedoch keinesfalls ausreichend. Prinzipiell kann das Modell durch diverse Anpassungen an die Messwerte justiert werden, allerdings hat dies zum jetzigen Projektzeitpunkt wenig Sinn, da die Reproduzierbarkeit dieser beiden Versuche noch

festgestellt werden muss. Von etwaigen Änderungen an der Modellstruktur bzw. Kalibrationsmaßnahmen wird daher im Rahmen dieser Arbeit noch Abstand genommen.

7 Zusammenfassung und Ausblick

Als Ziel dieser Arbeit wurde die Erstellung eines numerischen Modelles festgelegt, welches in Lage sein soll, den Abkühltemperaturverlauf einer Salzschlacke im KMF- Schlackenkühler zu prognostizieren. Solch ein Modell wurde auf Basis wärmetechnischer und chemischer Überlegungen erstellt und in MATLAB realisiert. Die Ergebnisse dieses Modelles wurden Messergebnissen aus der Anlage gegenüber gestellt. Es konnte gezeigt werden, dass das Modell realistische Ergebnisse liefert, die Genauigkeit aber derzeit zu niedrig ist, um industriell anwendbar zu sein. Um dies zu ändern ist es nötig, Parameter wie Geometrie oder Gebläsestärke direkt an der Anlage zu messen, da diese bisher nur auf Basis von Fertigungsplänen und Abschätzungen festgelegt wurden. Danach muss eine Kalibration mit Versuchsergebnissen durchgeführt werden sobald feststeht, dass die Anlage reproduzierbare Ergebnisse liefert und nicht selbst starken Schwankungen und damit dynamischen Fehlern unterliegt. Die Kalibration sollte zudem zeigen, ob am Modell grundlegende Änderungen der physikalischen Funktionsweise nötig sind.

Eine weitere Aufgabe der Diplomarbeit war es, eine Salzschlacke ausreichend zu analysieren, so dass diese im numerischen Modell implementiert werden kann. Dies wurde über eine Vielzahl von Messungen und Berechnungen realisiert. Es konnte ein Set an Salzschlackenanalysemethoden zusammengestellt werden, mithilfe dessen die für die Simulation benötigten Modellparameter rasch gefunden werden können. Inwieweit dieses Methodenset tatsächlich ausreicht, und genaue Ergebnisse liefert, muss durch weitere Tests an anderen Schlacken untersucht werden.

Weiter wurde eine Versuchsapparatur entwickelt, mithilfe derer das numerische Modell und die Genauigkeit der Salzschlackenstoffparameter kontrolliert und teilweise verbessert werden konnte. Als Nebenprodukt dieser Versuche wurde eine Methode entwickelt, mit der im kleinen Maßstab und bei geringem Versuchsaufwand die Wärmeleitfähigkeit von Schüttungen untersucht werden kann. In diesem Bereich würde sich eine genauere Untersuchung dahingehend bezahlt machen, da dem gegenüber die Analyse von Wärmeleitfähigkeiten in professionellen Laboren sehr teuer und aufwendig ist. Außerdem besitzt die Versuchsapparatur die Fähigkeit, einfache Messungen bezüglich der Mischgüte in Trommelmischern durchzuführen. Auch in diesem Bereich wären weiterführende Versuche sehr interessant.

8 Verzeichnisse

8.1 Diagramme

Abbildung 2.1: Lebenszyklus einer Salzschlacke	7
Abbildung 3.1: Prototyp des Schlackenkühlers - Aufriss	9
Abbildung 3.2: Prototyp des Schlackenkühlers - Grundriss	9
Abbildung 3.3: Gesamtwärmewiderstand der Kühlhaube	14
Abbildung 3.4: Schematische Darstellung von Längsrippen nach VDI Wärmeatlas (Wärmeatlas, 2006)	17
Abbildung 3.5: Gesamtwärmewiderstand des Schlackenbehälters.....	22
Abbildung 4.1: Salzschlacke.....	35
Abbildung 5.1: Reaktor – schematische Darstellung.....	44
Abbildung 5.2: Versuch 1, $\lambda_{bed} = 0,604 \text{ [W m}^{-1} \text{ K}^{-1}]$	46
Abbildung 5.3: Versuch 1, $\lambda_{bed} = 0,55 \text{ [W m}^{-1} \text{ K}^{-1}]$	47
Abbildung 5.4: Versuch 2 – Reaktor stehend, $\lambda_{bed} = 0,604 \text{ [W m}^{-1} \text{ K}^{-1}]$	48
Abbildung 5.5: Versuch 2 - Reaktor liegend, $\lambda_{bed} = 0,604 \text{ [W m}^{-1} \text{ K}^{-1}]$	49
Abbildung 5.6: Versuch 2 - Reaktor liegend, $\lambda_{bed} = 0,5 \text{ [W m}^{-1} \text{ K}^{-1}]$	49
Abbildung 5.7: Versuch 2 – Vergleich: Reaktor stehend vs. Reaktor liegend	50
Abbildung 5.8: Versuch 3 - Wärmewiderstände	52
Abbildung 5.9: Versuch 3 – Wärmedurchgangskoeffizient $k_w(T_s)$, berechnete Werte und Regressionsfunktion	57
Abbildung 5.10: Versuch 3 - Modellergebnis und Messung; $N_{mix} = 10$	58
Abbildung 5.11: Versuch 3 - Modellergebnis und Messung; $N_{mix} = 1$	59
Abbildung 5.12: Versuch 3 – Wärmewiderstände mit R_{rad} ergänzt.....	60
Abbildung 5.13: Versuch 3 – Wärmedurchgangskoeffizient $k_w(T_s)$ mit Strahlungsanteil, $\epsilon_1=0,79$: berechnete Werte und Regressionsfunktion	61
Abbildung 5.14 Versuch 3: Modellergebnis und Messung; mit Strahlungsanteil, $\epsilon_1 = 0,79$	62
Abbildung 15: Testversuch 1	63
Abbildung 16: Testversuch 2	64
Abbildung 17 : Calcimeter nach Bernard.....	81

8.2 Tabellen

Tabelle 2.1: Bestandteile einer typischen Salzschlacke nach Krone (Krone, 2000)	5
Tabelle 3.1: Prozessparameter einer typischen Salzschlackencharge	10
Tabelle 3.2: Wärmewiderstand $R_{konv,KH}$ - Berechnungsparameter	16
Tabelle 3.3: Kühlrippengeometrie.....	18
Tabelle 3.4: Strahlungswärmewiderstand R_{rad} und Wärmeübergangskoeffizient α_{rad} als Funktion der Kühlhaubentemperatur T_{KH}	20
Tabelle 3.5: Gesamtwärmewiderstand der Kühlhaube R_{KH} und $k_{W,KH}$ als Funktion der Kühlhaubentemperatur T_{KH}	21
Tabelle 3.6: Flächenanteile des Schlackenbehälters.....	25
Tabelle 3.7: Wärmeübergangskoeffizient durch Konvektion $\alpha_{SB, frei. Konv.}$ abhängig von der Schlackentemperatur T_S	25
Tabelle 3.8: Wärmeübergangskoeffizient durch Konvektion $\alpha_{SB, erzw. Konv.}$ abhängig von der Schlackentemperatur T_S	27
Tabelle 3.9: konvektiver Wärmewiderstand des Schlackenbehälters $R_{konv,SB}$ bzw. Wärmeübergangskoeffizient $k_{W,SB}$ als Funktion der Temperatur.....	27
Tabelle 3.10: Gesamtwärmewiderstand des Schlackenbehälters R_{SB} und Wärmedurchgangswert $k_{W,SB}$ als Funktion der Temperatur	28
Tabelle 4.1: Ergebnis der Röntgenfluoreszenzanalyse	36
Tabelle 4.2: RFA - Zusammensetzung nach Elemente	36
Tabelle 4.3: RFA - Schmelzsalzanteile.....	37
Tabelle 4.4: Ergebnis Röntgen - Diffraktometrie.....	37
Tabelle 4.5: Ergebnis ICP	37
Tabelle 4.6: ICP Schmelzsalzanteile.....	38
Tabelle 4.7: Löslichkeitsmessung - Ergebnisse.....	38
Tabelle 4.8: Aluminiumbestimmung - Ergebnis	39
Tabelle 4.9: Bestandteile der analysierten Salzschlacke vs. typische Werte nach Krone (Krone, 2000)	40
Tabelle 4.10: geschätzte Wärmeleitfähigkeit der Salzschlackenbestandteile	41
Tabelle 5.1: Ergebnisse zur korrigierten Wärmeleitfähigkeit aus Modellversuchen	50
Tabelle 5.2: Versuch 3 - resultierender Wärmeübergangskoeffizient α_{konv} bzw. Wärmewiderstand R_{konv} abhängig von der Reaktortemperatur T_R	55

Tabelle 5.3: Versuch 3 - Wärmedurchgangskoeffizient $k_w(T_S)$ abhängig von der Reaktortemperatur T_S	56
Tabelle 5.4: Versuch 3 - Wärmedurchgangskoeffizient $k_w(T_S)$ mit Strahlungsanteil abhängig von der Reaktortemperatur T_R	60
Tabelle 6.1: Prozessparameter des 1. Testversuches	63
Tabelle 6.2: Prozessparameter des 2. Testversuches	64
Tabelle A.1: benötigte Stoffwerte für die Berechnung der Wärmeübergangskoeffizienten der Konvektion beim Schlackenbehälter	71
Tabelle A.2: Zwischenergebnisse - freie Konvektion, Bodenfläche, abhängig von der Schlackentemperatur T_S	71
Tabelle A.3: Zwischenergebnisse - freie Konvektion, kleine Seitenfläche abhängig von der Schlackentemperatur T_S	72
Tabelle A.4: Zwischenergebnisse - freie Konvektion, große Seitenfläche abhängig von der Schlackentemperatur T_S	72
Tabelle A.5: Zwischenergebnisse - Schlackenbehälter, erzwungene Konvektion abhängig von der Schlackentemperatur T_S	73
Tabelle C.6: benötigte Stoffwerte für die Berechnung der Wärmeübergangskoeffizienten der Konvektion beim Versuchsreaktor	76
Tabelle C.7: Zwischenergebnisse - freie Konvektion an der Zylinderfläche abhängig von der Schlackentemperatur T_S	77
Tabelle C.8: Zwischenergebnisse – erzw. Konvektion an der Zylinderfläche abhängig von der Schlackentemperatur T_S	77
Tabelle C.9: Nusseltzahlen und Wärmeübergangskoeffizienten der Zylinderfläche durch Mischkonvektion abhängig von der Schlackentemperatur T_S	78
Tabelle C.10: Zwischenergebnisse – fr. Konvektion an der Boden und Deckelfläche abhängig von Schlackentemperatur T_S	78
Tabelle C.11: Zwischenergebnisse - erzwungene Konvektion an der Boden und Deckelfläche abhängig von der Schlackentemperatur T_S	79
Tabelle C.12: Nusseltzahlen und Wärmeübergangskoeffizienten der Boden und Deckelfläche durch Mischkonvektion abhängig von der Schlackentemperatur T_S	79

9 Literatur

- BOIN, U., LINSMEYER, T., NEUBACHER, F. & WINTER, B. (2000): Stand der Technik in der Sekundäraluminiumerzeugung im Hinblick auf die IPPC - Richtlinie. *In: UMWELTBUNDESAMT* (ed.)
- BRAND, C. (2012): *RE: persönliche Kommunikation*
- CARSLAW, H. S. & JAEGER, J. C. (1986): *Conduction of Heat in Solids*
- KNACKE, O., KUBASCHEWSKI, O. & HESSELMANN, K. (1991): *Thermochemical properties of inorganic substances*
- KRONE, K. (2000): *Aluminiumrecycling*
- SCHLÜNDER, E.-U. & TSOTSAS, E. (1988): *Wärmeübertragung in Festbetten, durchmischten Schüttgütern und Wirbelschichten*
- Verein Deutscher Ingenieure (2006): *VDI WÄRMEATLAS*
- Korth Kristalle GmbH – Website (eingesehen Feb. 2013): *WWW.KORTH.DE*

Anhang

A Zwischenergebnisse aus Kapitel 3

In Tabelle A.1 sind die Stoffdaten der Luft für die zehn Temperaturen aufgelistet, für die der Wärmedurchgangskoeffizient berechnet wird. Die Werte für f_1 werden entsprechend Gleichung (3.49) berechnet.

Tabelle A.1: benötigte Stoffwerte für die Berechnung der Wärmeübergangskoeffizienten der Konvektion beim Schlackenbehälter

$T_{\text{Umg.}}$ [°C]	T_{Schlacke} [°C]	$T_{\text{Mittelwert}}$ [°C]	$\beta (T_M)$ [1000 K ⁻¹]	$\lambda (T_M)$ [10 ⁻³ W m ⁻¹ K ⁻¹]	$\nu (T_M)$ [m ² s ⁻¹ 10 ⁻⁷]	$Pr (T_M)$ [-]	$f_1 (Pr)$ [-]	$f_2 (Pr)$ [-]
20	800	410	1,488	50,24	643,5	0,7081	0,3466	0,4031
20	700	360	1,6078	47,367	565,2	0,7046	0,3459	0,4023
20	600	310	1,745	44,417	490,7	0,7016	0,3452	0,4016
20	500	260	1,912	41,382	420,3	0,6993	0,3447	0,4011
20	400	210	2,1145	38,248	353,9	0,6981	0,3444	0,4008
20	300	160	2,3103	35,66	304	0,6982	0,3444	0,4009
20	200	110	2,5463	32,989	257	0,6994	0,3447	0,4011
20	100	60	2,9192	29,518	202,5	0,7026	0,3454	0,4018
20	80	50	3,101	28,082	182,2	0,7045	0,3458	0,4023
20	60	40	3,2	27,354	172,3	0,7056	0,3461	0,4025
20	20	20	3,4209	25,873	153,2	0,7081	0,3466	0,4031

Berechnung der Wärmeübergangskoeffizienten für die Bodenfläche und die kleine Seitenfläche

Entsprechend den Gleichungen aus Kapitel 3 sind in Tabelle A.2 und Tabelle A.3 die Zwischenergebnisse für die Berechnung der Graßhofzahlen Gr über Gleichung (3.44), der Rayleighzahlen Ra über Gleichung (3.45), der korrigierten Rayleighzahl Ra_y über Gleichung (3.47), der Nusseltzahlen Nu über Gleichung (3.48) und der entsprechenden Wärmekoeffizienten $\alpha_{\text{BF, frei. Konv.}}$ und $\alpha_{\text{kSF, frei. Konv.}}$ nach Gleichung (3.25) dargestellt dargestellt.

Tabelle A.2: Zwischenergebnisse - freie Konvektion, Bodenfläche, abhängig von der Schlackentemperatur T_s

T_s [°C]	Gr [-]	Ra [-]	Ra_y [-]	Nu [-]	$\alpha_{\text{BF, frei. Konv.}}$ [W m ⁻² K ⁻¹]
800	1,54E+10	1,09E+10	6,96E+09	224,89	83,89
700	1,75E+10	1,23E+10	7,82E+09	233,20	82,01
600	1,98E+10	1,39E+10	8,81E+09	242,00	79,81
500	2,23E+10	1,56E+10	9,91E+09	251,01	77,12
400	2,49E+10	1,74E+10	1,10E+10	259,71	73,75
300	2,48E+10	1,73E+10	1,10E+10	259,62	68,73
200	2,23E+10	1,56E+10	9,94E+09	251,26	61,54
100	1,60E+10	1,12E+10	7,15E+09	226,59	49,66
80	1,48E+10	1,04E+10	6,64E+09	221,47	46,18
60	1,10E+10	7,80E+09	4,96E+09	202,08	41,04

Tabelle A.3: Zwischenergebnisse - freie Konvektion, kleine Seitenfläche abhängig von der Schlackentemperatur T_s

T_s [°C]	Gr [-]	Ra [-]	Ra_γ [-]	Nu [-]	$\alpha_{kSF, frei. Konv.}$ [W m ⁻² K ⁻¹]
800	1,16E+09	8,25E+08	5,24E+08	100,72	88,93
700	1,32E+09	9,27E+08	5,90E+08	104,33	86,85
600	1,49E+09	1,04E+09	6,64E+08	108,16	84,43
500	1,68E+09	1,17E+09	7,47E+08	112,07	81,51
400	1,88E+09	1,31E+09	8,33E+08	115,85	77,87
300	1,87E+09	1,31E+09	8,32E+08	115,81	72,58
200	1,68E+09	1,18E+09	7,49E+08	112,18	65,04
100	1,21E+09	8,47E+08	5,39E+08	101,46	52,63
80	1,12E+09	7,87E+08	5,01E+08	99,23	48,97
60	8,33E+08	5,88E+08	3,74E+08	90,79	43,64

Berechnung der Wärmeübergangskoeffizienten für die große Seitenfläche

Entsprechend den Gleichungen aus Kapitel 3 sind hier die Zwischenergebnisse für die Berechnung der korrigierten Graßhofzahlen Gr_{korr} über Gleichung (3.50), der Rayleighzahlen Ra über Gleichung (3.45), der Nusseltzahlen Nu über Gleichung (3.48) und der entsprechenden Wärmekoeffizienten $\alpha_{gSF, frei. Konv.}$ nach Gleichung (3.25).

Tabelle A.4: Zwischenergebnisse - freie Konvektion, große Seitenfläche abhängig von der Schlackentemperatur T_s

T_s [°C]	Gr_{korr} [-]	Ra [-]	Nu [-]	$\alpha_{gSF, frei. Konv.}$ [W m ⁻² K ⁻¹]
800	3,57E+09	2,53E+09	163,75	21,47
700	4,03E+09	2,84E+09	169,74	20,98
600	4,57E+09	3,20E+09	176,09	20,41
500	5,15E+09	3,60E+09	182,58	19,72
400	5,75E+09	4,01E+09	188,85	18,85
300	5,74E+09	4,01E+09	188,78	17,57
200	5,17E+09	3,61E+09	182,76	15,73
100	3,70E+09	2,60E+09	164,97	12,71
80	3,43E+09	2,41E+09	161,29	11,82
60	2,55E+09	1,80E+09	147,30	10,52

Zwischenergebnisse der Berechnungen zur erzwungenen Konvektion beim Schlackenbehälter

Entsprechend den Gleichungen aus Kapitel 3 sind hier die Zwischenergebnisse für die Berechnung der Reynoldszahl Re über Gleichung (3.53), der Nusseltzahl durch die laminare Strömung Nu_{lam} über Gleichung (3.54), der Nusseltzahl durch die turbulente Strömung Nu_{tur} über Gleichung (3.55), der resultierenden Nusseltzahl Nu_M nach Gleichung (3.56) und dem entsprechenden Wärmekoeffizienten $\alpha_{SB, erz. Konv.}$ nach Gleichung (3.25).

Tabelle A.5: Zwischenergebnisse - Schlackenbehälter, erzwungene Konvektion abhängig von der Schlackentemperatur T_s

T_s [°C]	v [m s ⁻¹]	Re [-]	Nu_{lam} [-]	Nu_{tur} [-]	Nu_M [-]	$\alpha_{SB,erzw. Konv.}$ [W m ⁻² K ⁻¹]
800	0,15	2,24E+03	11,16	16,34	13,75	7,21
700	0,15	2,55E+03	11,73	18,04	14,88	7,36
600	0,15	2,94E+03	12,43	20,09	16,26	7,54
500	0,15	3,43E+03	13,30	22,61	17,96	7,76
400	0,15	4,07E+03	14,42	25,80	20,11	8,03
300	0,15	4,74E+03	15,56	29,01	22,29	8,30
200	0,15	5,61E+03	17,01	33,05	25,03	8,62
100	0,15	7,12E+03	19,43	39,79	29,61	9,12
80	0,15	7,91E+03	20,65	43,21	31,93	9,36
60	0,15	8,37E+03	21,34	45,15	33,24	9,49
20	0,15	9,41E+03	22,87	49,51	36,19	9,77

Die Ergebnisse des resultierenden Gesamtwärmeübergangskoeffizienten α_{SB} für die Mischkonvektion des Schlackenbehälters sind in Kapitel 3 abgebildet.

B Schlackenkühlermodell – MATLAB Sourcecode

Im Folgenden ist der Sourcecode des MATLAB – Modelles dargestellt. Eine Beschreibung der Funktionsweise ist in Kapitel 3.3 angeführt.

Hauptprogramm „SK_054“

```
% Schlackenkuehler Model Vers.0.54
% =====

% Initialisierungsaufgaben
clearvars
clear
global T_Luft_Eintritt m_Luft cp_Luft
global T_Schlacke_Beginn m_Schlacke cp_Schlacke Schuettdichte_Schlacke
global F_Kuehlmantel F_Schlackenbehaelter Laenge_Kuehlmantel kw_Kuehlmantel
global kw_KH kw_SB kw_Schlackenbehaelter

% Einlesen aus Exceldatenblatt
[filename, pathname] = uigetfile('*.xls', 'Abkuehlkurve wählen'); % Eingabeaufforderung:
Welcher Versuch?
if isequal(filename,0) || isequal(pathname,0)
    disp('User pressed cancel')
else
    disp(['User selected ', fullfile(pathname, filename)])
    Deckblatt = xlsread(fullfile(pathname, filename), 'Deckblatt');
% Laden des Datenblattes
Temperaturverlauf = xlsread(fullfile(pathname, filename), 'Temperaturverlauf');
KH_Daten = xlsread(fullfile(pathname, filename), 'KH Geometrie und alpha');
SB_Daten = xlsread(fullfile(pathname, filename), 'SB Geometrie und alpha');
Schlacken_Daten = xlsread(fullfile(pathname, filename), 'Schlackendaten und
alpha_innen');
kw_Werte_mit_rad = xlsread(fullfile(pathname, filename), 'kw_KH kw_SB mit rad');
end

%Temperaturverlauf aus Messdaten zusammenstellen
for n = 1:1:8
    SS_T(n) = Temperaturverlauf(12,3+n);
    L_T(n) = Temperaturverlauf(14,3+n);
    t_Messung(n) = Temperaturverlauf(3,3+n);
end

%Regressionskoeffizienten für kw-Werte erstellen
for n = 1:1:10
    Temp(n) = kw_Werte_mit_rad(3+n,2);
    kw_KH_array(n) = kw_Werte_mit_rad(3+n,9);
```

```

        kw_SB_array(n) = kw_Werte_mit_rad(3+n,11);
    end
    kw_KH = polyfit(Temp,kw_KH_array,2);
    kw_SB = polyfit(Temp,kw_SB_array,2);

%Stoff u. Prozessdaten
%-----

% Luft - Kühlmedium
T_Luft_Eintritt = Deckblatt(12,5);
V_Luft = Deckblatt(14,3); %[m^3/s] Luftvolumsstrom
rho_Luft = Deckblatt(12,6); %[kg/m^3] Dichte der Kühlluft am Eintritt
m_Luft = V_Luft*rho_Luft; %[kg/s] Luftmassenstrom
cp_Luft = Deckblatt(12,7); %[J/kg*K] spez. Wärmekapazität von Luft bei 40°C, Quelle: VDI

% Salzschlacke - Heißmedium
T_Schlacke_Beginn = Temperaturverlauf(12,4); %[°C] Salzschlackenanstangstemperatur [°C]
cp_Schlacke = Schlacken_Daten(13,3); %[J/K*kg] spezifische Wärmekapazität der
Salzschlacke
Schuetttdichte_Schlacke = Schlacken_Daten(14,3); %[kg/m^3] Schüttdichte der Salzschlacke
m_Schlacke = Deckblatt(8,5); %[kg] Masse der Salzschlacke

% Schlackenbehälter - Geometrie und Wärmedaten
F_Schlackenbehaelter_ideal = SB_Daten(3,2); %[m^2] Austauschfläche des Schlackenbehälters
Bedeckungsgrad_Schlackenbehaelter = SB_Daten(3,5); %[-] durchschn. Bedeckungsgrad der
ungekühlten Schlackenbehälteroberfläche
F_Schlackenbehaelter = F_Schlackenbehaelter_ideal * Bedeckungsgrad_Schlackenbehaelter; %
[m^2] - tatsächlich wirkende Austaschfläche

% Kühllhaube - Geometrie & Wärmedaten
F_Kuehlmantel_ideal = KH_Daten(5,3); %[m^2] Austauschfläche der Kühllhaube
Bedeckungsgrad_Kuehlmantel = KH_Daten(3,3); %[-] - durchschn. Bedeckungsgrad der
kühlenden Oberfläche
F_Kuehlmantel = F_Kuehlmantel_ideal * Bedeckungsgrad_Kuehlmantel; %[m^2] - tatsächlich im
Durchschnitt wirkende Kühloberfläche
Laenge_Kuehlmantel = KH_Daten(8,3); %[m] Länge entlang derer das Kühlmedium (Luft)
erwärmt wird

%Prozessparamter
Prozessdauer = 3600 * 6; % [ ] Dauer des Abkuehlvorganges

% Programmroutine:
%-----

%Initialisierung und Start des ode -Solvers:
tspan = [0,Prozessdauer];
tlimit = max(tspan);
options = odeset('RelTol',10^-6,'Refine',6); % Die Relative Toleranz des ode-Solvers bei
der Fehlerbestimmung
% Der "Refine" - Wert wird geändert damit alle Punkte die für eine
% Darstellung gemeinsam mit "TKout" benötigt werden vorhanden sind.
[t,T_Schlacke] = ode45(@myode,tspan,T_Schlacke_Beginn,options);

% Berechnung der Luftausgangstemperatur als Funktion der jeweilige Schlackentemperatur
for counter = 1:length(T_Schlacke);
    TKout(counter) = T_Schlacke(counter)+(T_Luft_Eintritt-T_Schlacke(counter))*exp(-
(kw_KH(1)*T_Schlacke(counter)^2+kw_KH(2)*T_Schlacke(counter) +
kw_KH(3))*F_Kuehlmantel/(m_Luft*cp_Luft));
end

% Berechnung der Schlackentemperatur entlang des Kühlmantels
for counter = 1:1:22
    TKx(counter) = T_Kuehlluft_x(Laenge_Kuehlmantel/21*(counter-1));
    x_Skala(counter) = Laenge_Kuehlmantel/21*(counter-1);
end
TKx_Mittelwert = quad(@T_Kuehlluft_x,0,Laenge_Kuehlmantel)/Laenge_Kuehlmantel;

% Ausgabe der Daten und Werte
%-----
disp(' ');
disp(' ');
disp(' ');
disp('----- Ausgabe -----');

disp('Mittelwert der Kühllufttemperatur zum Zeitpunkt t=0 [°C]:');
disp(TKx_Mittelwert);

disp('dies entspricht einer Erhöhung der Geschwindigkeit um den Faktor!');

```

```

disp((TKx_Mittelwert+273.15)/(T_Luft_Eintritt+273.15));

hold on
plot(t/3600,T_Schlacke,t/3600,TKout,t_Messung/3600,SS_T,'ko',t_Messung/3600,L_T,'kd');
axis([0 Prozessdauer/3600 0 (T_Schlacke_Beginn+100)])
xlabel('Zeit [h]')
ylabel('Temperatur [°C]')
legend('Schlacke','Luft am Ende des Kühlmantels','Messwerte Salzschlacke','Messwerte
Luft')

```

„myode.m“

```

function dTdt = myode(t,T_Schlacke)

global T_Luft_Eintritt m_Luft cp_Luft
global T_Schlacke_Beginn m_Schlacke cp_Schlacke Schuettdichte_Schlacke
global F_Kuehlmantel F_Schlackenbehaelter Laenge_Kuehlmantel kw_Kuehlmantel
kw_Schlackenbehaelter
global kw_KH kw_SB

Kuehlmantel_Sinkterm = getq_KM_Senke_handle();
Schlackenbehaelter_Sinkterm = getq_SB_Senke_handle();

dTdt = (Kuehlmantel_Sinkterm(T_Schlacke) * F_Kuehlmantel +
Schlackenbehaelter_Sinkterm(T_Schlacke)*F_Schlackenbehaelter)/(m_Schlacke*cp_Schlacke);

% Diff.Glg. nach Glg(4); Bemerkung: Anstelle des tatsächlichen
% Schlackenvolumens und der Schlackendichte wird das Schüttgutvolumen und
% die Schüttgutdichte eingesetzt.

end

```

„getq_SB_Senke_handle.m“

```

function h = getq_SB_Senke_handle()

global T_Luft_Eintritt m_Luft cp_Luft
global T_Schlacke_Beginn V_Schlacke cp_Schlacke Schuettdichte_Schlacke
global F_Kuehlmantel F_Schlackenbehaelter Laenge_Kuehlmantel kw_Kuehlmantel
kw_Schlackenbehaelter
global kw_KH kw_SB

h = @get_q_SB;

function q_SB = get_q_SB(TSt)
    q_SB = (kw_SB(1)*TSt^2 + kw_SB(2)*TSt+kw_SB(3))*(T_Luft_Eintritt-TSt);
end
end

```

„getq_KM_Senke_handle.m“

```

function h = getq_KM_Senke_handle()

global T_Luft_Eintritt m_Luft cp_Luft
global T_Schlacke_Beginn V_Schlacke cp_Schlacke Schuettdichte_Schlacke
global F_Kuehlmantel F_Schlackenbehaelter Laenge_Kuehlmantel kw_Kuehlmantel
kw_Schlackenbehaelter
global kw_KH kw_SB

h = @get_q_Kuehlmantel;

function q_Kuehlmantel = get_q_Kuehlmantel(TSt)

    q_Kuehlmantel = (kw_KH(1)*TSt^2+kw_KH(2)*TSt + kw_KH(3)) / Laenge_Kuehlmantel *
quad(@waermestrom_Kuehlmantel,0,Laenge_Kuehlmantel);

function q_def = waermestrom_Kuehlmantel(x)
    q_def = (T_Luft_Eintritt-TSt)*exp(-(kw_KH(1)*TSt^2+kw_KH(2)*TSt + kw_KH(3))
*F_Kuehlmantel/(m_Luft*cp_Luft)*x/Laenge_Kuehlmantel);
end
end
end

```

„importfile.m“

```
function importfile(fileToRead1, sheetName)
%IMPORTFILE1 (FILETOREAD1)
% Imports data from the specified file
% FILETOREAD1: file to read

% Auto-generated by MATLAB on 12-Jul-2012 10:28:35

% Import the file
sheetName='Deckblatt';
[numbers, strings, raw] = xlsread(fileToRead1, sheetName);
if ~isempty(numbers)
    newDatal.data = numbers;
end
if ~isempty(strings)
    newDatal.textdata = strings;
end

if ~isempty(strings) && ~isempty(numbers)
    [strRows, strCols] = size(strings);
    [numRows, numCols] = size(numbers);
    likelyRow = size(raw,1) - numRows;
    % Break the data up into a new structure with one field per column.
    if strCols == numCols && likelyRow > 0 && strRows >= likelyRow
        newDatal.colheaders = strings(likelyRow, :);
    end
end

% Create new variables in the base workspace from those fields.
vars = fieldnames(newDatal);
for i = 1:length(vars)
    assignin('base', vars(Boin et al.), newDatal.(vars(Boin et al.)));
end
```

C Zwischenergebnisse aus Kapitel 5 – Versuch 3

In Tabelle C.6 sind die Stoffdaten der Luft für die zehn Temperaturen aufgelistet für die der Wärmedurchgangskoeffizient berechnet wird. Die Werte für f_3 werden entsprechend Gleichung (5.9) berechnet.

Tabelle C.6: benötigte Stoffwerte für die Berechnung der Wärmeübergangskoeffizienten der Konvektion beim Versuchsreaktor

$T_{\text{Umg.}}$ [°C]	T_{Schlacke} [°C]	$T_{\text{Mittelwert}}$ [°C]	$\beta (T_M)$ [1000 K ⁻¹]	$\lambda (T_M)$ [10 ⁻³ W m ⁻¹ K ⁻¹]	$\nu (T_M)$ [m ² s ⁻¹ 10 ⁻⁷]	Pr (T _M) [-]	f_1 (Pr) [-]	f_3 (Pr) [-]
20	800	410	1,488	50,24	643,5	0,7081	0,3466	0,3269
20	700	360	1,6048	47,367	565,2	0,7046	0,3459	0,3262
20	600	310	1,745	44,417	490,7	0,7016	0,3452	0,3255
20	500	260	1,912	41,382	420,3	0,6993	0,3447	0,3250
20	400	210	2,1145	38,248	353,9	0,6981	0,3444	0,3248
20	300	160	2,3103	35,66	304	0,6982	0,3444	0,3248
20	200	110	2,5463	32,989	257	0,6994	0,3447	0,3251
20	100	60	3,0073	28,804	192,2	0,7035	0,3456	0,3259
20	80	50	3,101	28,082	182,2	0,7045	0,3458	0,3262
20	50	35	3,2007	27,354	172,3	0,7056	0,3461	0,3264
20	30	25	3,4209	25,873	152,2	0,7081	0,3466	0,3269
20	20	20	3,4209	25,873	152,2	0,7081	0,3466	0,3269

Berechnungen zur Zylinderfläche

Berechnung der Nusseltzahlen für die Zylinderfläche entsprechend der freien Konvektion

Entsprechend den Gleichungen aus Kapitel 5 sind in Tabelle C.7 die Zwischenergebnisse für die Berechnung der Graßhofzahlen Gr über Gleichung (3.44), der Rayleighzahlen Ra über Gleichung (3.45) und der Nusseltzahlen der freien Konvektion Nu_{frei} über Gleichung (5.8) dargestellt.

Tabelle C.7: Zwischenergebnisse - freie Konvektion an der Zylinderfläche abhängig von der Schlackentemperatur T_s

T_s [°C]	Gr [-]	Ra [-]	Nu_{frei} [-]
800	2,45E+07	1,73E+07	35,05
700	2,77E+07	1,95E+07	36,24
600	3,13E+07	2,20E+07	37,51
500	3,53E+07	2,47E+07	38,80
400	3,95E+07	2,75E+07	40,04
300	3,94E+07	2,75E+07	40,03
200	3,54E+07	2,48E+07	38,83
100	2,82E+07	1,98E+07	36,40
80	2,35E+07	1,66E+07	34,55
50	1,31E+07	9,27E+06	29,23
30	5,61E+06	3,98E+06	22,99
20	0,00E+00	0,00E+00	0,57

Berechnung der Nusseltzahlen für die Zylinderfläche entsprechend der erzwungenen Konvektion

Entsprechend den Gleichungen aus Kapitel 5 sind in Tabelle C.8 die Zwischenergebnisse für die Berechnung der Reynoldszahl Re über Gleichung (5.12), der Nusseltzahlen durch die laminare bzw. turbulente Strömung $Nu_{erzw,lam}$ bzw. $Nu_{erzw,tur}$ über Gleichung (5.10) und die daraus resultierende Nusseltzahlen der erzwungenen Konvektion Nu_{erzw} über Gleichung (5.11) dargestellt.

Tabelle C.8: Zwischenergebnisse – erzw. Konvektion an der Zylinderfläche abhängig von der Schlackentemperatur T_s

T_s [°C]	v [m s ⁻¹]	Re [-]	$Nu_{erzw,lam}$ [-]	$Nu_{erzw,tur}$ [-]	Nu_{erzw} [-]
800	0,029	71,32	5,00	1,18	5,44
700	0,029	81,20	5,32	1,31	5,78
600	0,029	93,53	5,71	1,45	6,19
500	0,029	109,19	6,16	1,64	6,67
400	0,029	129,68	6,71	1,86	7,26
300	0,029	150,97	7,24	2,09	7,83
200	0,029	178,57	7,88	2,37	8,52
100	0,029	238,78	9,13	2,95	9,89
80	0,029	251,89	9,38	3,07	10,17
50	0,029	266,36	9,65	3,20	10,47
30	0,029	301,54	10,28	3,52	11,16
20	0,029	301,54	10,28	3,52	11,16

Berechnung der Nusseltzahlen und der Wärmeübergangskoeffizienten für die Zylinderfläche durch die Mischkonvektion

Die Ergebnisse für die freie Konvektion (Tabelle C.7) und die erzwungene Konvektion (Tabelle C.8) wurden über den Ansatz von Churchill, siehe Gleichung (5.15), zur resultierenden Nusseltzahlen $Nu_{Zyl,Misch}$ zusammengerechnet. Daraus wurde über die Definition der Nusseltzahl der Wärmeübergangskoeffizient $\alpha_{Zyl,Misch}$ berechnet, siehe Gleichung (3.25).

Tabelle C.9: Nusseltzahlen und Wärmeübergangskoeffizienten der Zylinderfläche durch Mischkonvektion abhängig von der Schlackentemperatur T_s

T_s [°C]	$Nu_{Zyl,Misch}$ [-]	$\alpha_{Zyl,Misch}$ [W m ⁻² K ⁻¹]
800	35,09	11,22
700	36,29	10,94
600	37,56	10,62
500	38,86	10,24
400	40,12	9,77
300	40,13	9,11
200	38,97	8,18
100	36,64	6,72
80	34,85	6,23
50	29,67	5,17
30	23,84	3,93
20	11,16	1,84

Berechnungen zur Boden und Deckelfläche

Berechnung der Nusseltzahlen für die Boden und Deckelfläche entsprechend der freien Konvektion

Entsprechend den Gleichungen aus Kapitel 5 sind in Tabelle C.10 die Zwischenergebnisse für die Berechnung der Graßhofzahlen Gr über Gleichung (3.44), der Rayleighzahlen Ra über Gleichung (3.45) und der Nusseltzahlen der freien Konvektion Nu_{frei} über Gleichung (3.48) dargestellt.

Tabelle C.10: Zwischenergebnisse – fr. Konvektion an der Boden und Deckelfläche abhängig von Schlackentemperatur T_s

T_s [°C]	Gr [-]	Ra [-]	Nu_{frei} [-]
800	7,90E+05	5,60E+05	14,21
700	8,93E+05	6,29E+05	14,64
600	1,01E+06	7,09E+05	15,10
500	1,14E+06	7,97E+05	15,57
400	1,27E+06	8,89E+05	16,02
300	1,27E+06	8,87E+05	16,01
200	1,14E+06	8,00E+05	15,58
100	9,08E+05	6,39E+05	14,70
80	7,58E+05	5,34E+05	14,03
50	4,24E+05	2,99E+05	12,09
30	1,81E+05	1,28E+05	9,79
20	0,00E+00	0,00E+00	0,57

Berechnung der Nusseltzahlen für die Boden und Deckelfläche entsprechend der erzwungenen Konvektion

Entsprechend den Gleichungen aus Kapitel 5 sind in Tabelle C.11 die Zwischenergebnisse für die Berechnung der Reynoldszahl über Gleichung (5.12), der Nusseltzahlen durch die laminare bzw. turbulente Strömung $Nu_{erzw,lam}$ bzw. $Nu_{erzw,tur}$ über Gleichung (3.23) und die daraus resultierende Nusseltzahlen der erzwungenen Konvektion über Gleichung (5.16) dargestellt.

Tabelle C.11: Zwischenergebnisse - erzwungene Konvektion an der Boden und Deckelfläche abhängig von der Schlackentemperatur T_s

T_s [°C]	v [m s ⁻¹]	Re [-]	$Nu_{erzw,lam}$ [-]	$Nu_{erzw,tur}$ [-]	Nu_{erzw} [-]
800	0,015	11,35	1,99	0,30	2,02
700	0,015	12,92	2,12	0,33	2,15
600	0,015	14,89	2,28	0,37	2,31
500	0,015	17,38	2,46	0,42	2,49
400	0,015	20,64	2,68	0,47	2,72
300	0,015	24,03	2,89	0,53	2,94
200	0,015	28,42	3,14	0,60	3,20
100	0,015	38,00	3,64	0,74	3,72
80	0,015	40,09	3,74	0,77	3,82
50	0,015	42,39	3,85	0,80	3,93
30	0,015	47,99	4,10	0,88	4,19
20	0,015	47,99	4,10	0,88	4,19

Berechnung der Nusseltzahlen und der Wärmeübergangskoeffizienten an der Boden und Deckelfläche durch die Mischkonvektion

Die Ergebnisse für die freie Konvektion (Tabelle C.10) und die erzwungene Konvektion (Tabelle C.11) wurden über den Ansatz von Churchill, siehe Gleichung (5.15), zur resultierenden Nusseltzahlen $Nu_{BD,Misch}$ zusammengerechnet. Daraus wurde über die Definition der Nusseltzahl der Wärmeübergangskoeffizient $\alpha_{BD,Misch}$ berechnet, siehe Gleichung (3.25).

Tabelle C.12: Nusseltzahlen und Wärmeübergangskoeffizienten der Boden und Deckelfläche durch Mischkonvektion abhängig von der Schlackentemperatur T_s

T_s [°C]	$Nu_{BD,Misch}$ [-]	$\alpha_{BD,Misch}$ [W m ⁻² K ⁻¹]
800	14,22	7,14
700	14,66	6,94
600	15,12	6,71
500	15,59	6,45
400	16,04	6,14
300	16,04	5,72
200	15,62	5,15
100	14,78	4,26
80	14,12	3,97
50	12,23	3,34
30	10,04	2,60
20	4,20	1,09

D Teillösungen der Wärmeleitungsgleichung

Die hier dargestellten Lösungen stellen Teillösungen der Gleichung (5.1) dar, bei denen die Oberflächentemperatur durch Polynomfunktionen unterschiedlicher Ordnung beschrieben wird.

- κ ... Temperaturleitfähigkeit $\kappa = \lambda_{\text{bed}} \rho_{\text{bed}}^{-1} c_p^{-1}$; [$\text{m}^2 \text{s}^{-1}$]
 R ... Außendurchmesser; [m]
 r ... radialer Abstand vom Zylindermittelpunkt; [m]
 α_n ... n-te Nullstelle der Besselfunktion 0.Ordnung
 J_0 ... Lösung der Besselfunktion 0.Ordnung
 J_1 ... Lösung der Besselfunktion 1.Ordnung
 $\phi(\lambda)$... Funktion der Oberflächentemperatur, abhängig von der Zeit λ

Wird die Oberflächentemperatur $\phi(\lambda)$ als konstant angenommen mit $\phi(\lambda) = a$, ergibt sich Gleichung (10.1) als Lösung der Ausgangsgleichung. Der Radius R entspricht dem Radius des Zylinders. Die Anfangsbedingung lautet, dass zum Zeitpunkt $t = 0$ im Zylinder die Temperatur $T_z = 0^\circ\text{C}$ herrscht. Abhängig vom aktuellen Zeitpunkt t und dem Abstand vom Zylindermittelpunkt r kann die Zylindertemperatur T_z berechnet werden.

$$T_z(t, r) = a \left(1 - \frac{2}{R} \sum_{n=1}^{\infty} e^{-t\kappa\alpha_n^2} \frac{J_0(r\alpha_n)}{J_1(R\alpha_n)\alpha_n} \right) \quad (10.1)$$

Für die Teillösung 1. Ordnung, bei der die Oberflächentemperatur $\phi(\lambda)$ sich konstant ändert $\phi(\lambda) = b * t$, berechnet sich die Teillösung nach (10.2).

$$T_z(t, r) = b \left(t + \frac{2}{R\kappa} \sum_{n=1}^{\infty} \left[e^{-t\kappa\alpha_n^2} \frac{J_0(r\alpha_n)}{J_1(R\alpha_n)\alpha_n^3} \right] + \frac{r^2 - R^2}{4\kappa} \right) \quad (10.2)$$

Für die Teillösung 2. Ordnung $\phi(\lambda) = c * t^2$ berechnet sich die Teillösung nach Gleichung (10.3).

$$T_z(t, r) = c \left(t^2 - t \frac{(R^2 - r^2)}{2\kappa} - \frac{4}{R\kappa^2} \sum_{n=1}^{\infty} \left[e^{-t\kappa\alpha_n^2} \frac{J_0(r\alpha_n)}{J_1(R\alpha_n)\alpha_n^5} \right] + \frac{3R^4 - 4R^2r^2 + r^4}{32\kappa^2} \right) \quad (10.3)$$

Für die Teillösung 3. Ordnung $\phi(\lambda) = d * t^3$ berechnet sich die Teillösung nach Gleichung (10.4).

$$T_z(t, r) = d \left(t^3 - t^2 \frac{3(R^2 - r^2)}{4\kappa} + t \frac{3}{32\kappa^2} (3R^4 - 4R^2r^2 + r^4) + \frac{12}{R\kappa^3} \sum_{n=1}^{\infty} e^{-t\kappa\alpha_n^2} \frac{J_0(r\alpha_n)}{J_1(R\alpha_n)\alpha_n^7} - \frac{12}{R\kappa^3} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{J_0(r\alpha_n)}{J_1(R\alpha_n)\alpha_n^7} \right) \quad (10.4)$$

Für die Teillösung 4. Ordnung $\phi(\lambda) = e * t^4$ berechnet sich die Teillösung nach Gleichung (10.5).

$$T_z(t, r) = e \left(t^4 - t^3 \frac{(R^2 - r^2)}{\kappa} + t^2 \frac{3}{16} \frac{(3R^2 - 4R^2r^2 + r^4)}{\kappa^2} - t \frac{48}{R\kappa^3} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{J_0(r\alpha_n)}{J_1(R\alpha_n)\alpha_n^7} - \frac{48}{R\kappa^4} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{e^{-t\kappa\alpha_n^2} J_0(r\alpha_n)}{J_1(R\alpha_n)\alpha_n^9} + \frac{48}{R\kappa^4} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{J_0(r\alpha_n)}{J_1(R\alpha_n)\alpha_n^9} \right) \quad (10.5)$$

E Aluminiumgehaltmessung der Salzschlacke

Die Messung des Aluminiumgehaltes wurde auf Basis der Reaktion des Aluminiums mit Natronlauge durchgeführt, die Reaktionsgleichungen und die Berechnungen dazu wurden in Kapitel 4.3.6 angeführt. Die verwendete Messapparatur ist in Abbildung 17 : Calcimeter nach Bernard dargestellt und entspricht dem Calcimeter nach Bernard. Der Versuchsaufbau, Ablauf und die Fehlerquellen werden im Folgenden näher erklärt.

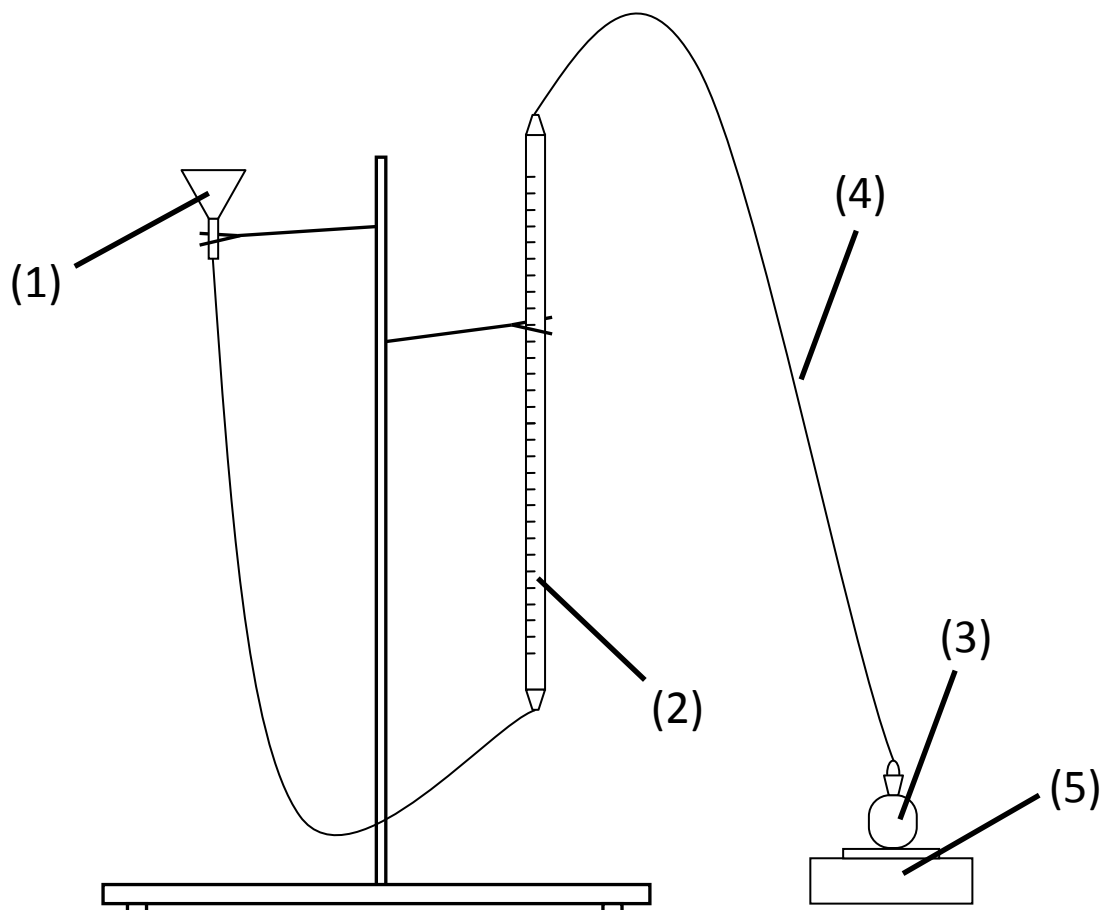


Abbildung 17 : Calcimeter nach Bernard

Zur Inbetriebnahme der Messapparatur wird in den Trichter (1) so lange destilliertes Wasser geleert, bis der Messkolben (2) bis knapp unter der obersten Messmarkierung gefüllt ist.

Für die Untersuchung einer Probe wird zunächst der Reaktionsbehälter (3) mit der Reaktionslösung gefüllt. Die eingesetzte Menge ist abhängig vom erwarteten Aluminiumgehalt und beträgt ungefähr 20 ml Natronlauge. Danach wird ein Probenschiffchen mit Salzschlacke gefüllt und vorsichtig mit einer Pinzette auf die Reaktionslösung gesetzt. Hier ist zu beachten, dass die Salzschlacke nicht mit der Lösung in Berührung kommt, damit die Reaktion nicht zu früh startet. Danach wird der Reaktionsbehälter verschlossen bzw. über einen Schlauch (4) luftdicht mit dem oberen Ende des Messkolbens verbunden.

Der spezielle Messaufbau nach Bernard dient zur Druckregulation: Durch Heben bzw. Senken des Trichters kann der Druck im Reaktionsbehälter, im Schlauch und im oberen Bereich des Messkolbens erhöht bzw. gesenkt werden. Wird der Wasserspiegel im Trichter auf das gleiche Niveau wie der

Wasserspiegel im Messkolben gebracht, herrscht im inneren Bereich Atmosphärendruck. Mithilfe eines Barometers in der Nähe der Apparatur kann damit der Druck im Inneren des Messkolben – Schlauch – Reaktionsreaktor - Verbundes bestimmt werden.

Nachdem der Reaktionsbehälter geschlossen wurde, wird Atmosphärendruck eingestellt und der aktuelle Flüssigkeitsstand im Messkolben notiert: er entspricht dem Startpunkt der Messung, bei dem noch kein Wasserstoff freigesetzt wurde. Danach wird die Reaktion gestartet, indem durch Schütteln des Reaktionsbehälters das Schiffchen kippt und die Salzschlacke mit der Reaktionslösung reagieren kann. Der erzeugte Wasserstoff wird langsam die Flüssigkeit im Messkolben zurückdrängen, die Messanzeige beim Messkolben ist damit abhängig von der erzeugten Wasserstoffmenge bzw. der Aluminiummenge in der Salzschlacke.

Um die träge Reaktion zu beschleunigen kann ein Rührgerät (5) eingesetzt werden, dazu muss zu Beginn ein Rührmagnet gemeinsam mit der Reaktionslösung in den Reaktor eingebracht werden.

Nach einer Versuchsdauer von etwa 30 Minuten (bei Einsatz von Rührmagneten) wird das erzeugte Gasvolumen vom Messkolben abgelesen. Hier ist wieder zu beachten, dass vor dem Ablesen mittels Trichter Atmosphärendruck eingestellt wird.

Anwendungshinweise

- Zur Vereinfachung des Druckabgleiches kann in den Trichter ein schwimmendes Objekt gelegt werden, so wird über die Trichteraußenwand der Wasserspiegel im Trichter leichter erkennbar
- Die Messergebnisse haben sich als genauer herausgestellt, wenn der Trichter während des Versuches so positioniert wird, dass im Inneren des Apparates Überdruck herrscht. Diese Beobachtung konnte bisher nicht theoretisch erklärt werden, sie widerspricht sogar der Überlegung, dass der diffuse Wasserstoff sich bei Überdruck noch schneller verflüchtigen sollte

Fehlerquellen und beschränkte Anwendung

- Messfehler der Waage: Die verwendeten Salzschlackenmengen sind sehr gering (etwa 0,5 g), die Genauigkeit der eingesetzten Waage demgegenüber etwas zu grob (+/- 0,001 g)
- Während der Reaktion wird die Salzschlacken-Reaktionslösung-Emulsion stetig durch die Rührmagneten aufgewirbelt und dabei Salzschlackenteilchen entlang der Reaktorinnenwand hochgeschleudert. Dort bleiben manche Teilchen haften und nehmen so an der Reaktion nicht mehr teil
- Gasverlust: Aufgrund der begrenzten Dichtheit der Schläuche und Steckverbindungen des Aufbaues kann stets etwas Gas entweichen. Wasserstoff ist ein sehr diffuses Gas ist, dass sich nur sehr schwer speichern lässt

Die Messung wurde mithilfe von reinem Aluminium getestet und hat sich als sehr ungenau herausgestellt, es traten Fehler von bis zu 20% auf. Dabei konnte beobachtet werden, dass der Fehler nahezu ausschließlich negativ auftritt d.h. dass fast immer zu wenig Aluminium über die Messung erkannt wird als tatsächlich vorhanden. Aus diesem Grund lässt sich schließen, dass die Messung nur qualitative Aussagen darüber treffen kann, wie hoch der Aluminiumgehalt in einer Salzschlacke ist.