



Diplomarbeit

von

Christoph Krenn

19. Februar 2008

Entwicklung eines Systems zur
Kokschargierung

Lehrstuhl für Fördertechnik und Konstruktionslehre

Danksagung

An dieser Stelle möchte ich mich bei der Firma **Böhler Edelstahl GmbH & Co KG** für die Finanzierung dieser Arbeit und bei der Firma **Tribovent Verfahrensentwicklung GmbH** für die gute Zusammenarbeit bedanken.

Seitens der Montanuniversität möchte ich als erstes **Univ.-Prof. Dipl.-Ing. Dr.mont. Franz Kessler**, dem Vorstand des Lehrstuhles für Fördertechnik und Konstruktionslehre, danken, der mir die Diplomarbeit am Lehrstuhl ermöglicht hat.

Weiters bedanke ich mich auch bei meinem Mitbetreuer **Dipl.-Ing. Dieter Offenthaler** für seine tatkräftige Unterstützung.

Wolfgang Konrad danke ich für die Hilfestellung bei der Konstruktion des Prüfstandes und der Versuchsdurchführung.

Meinen Dank aussprechen möchte ich **Univ.-Prof. Dipl.-Ing. Dr.techn. Harald Raupenstrauch** und **Dipl.-Ing. Andreas Hammer** vom Lehrstuhl für Thermoprozesstechnik für die zeitaufwendige Betreuung im Bereich der Wärmeübertragungssimulation.

Dipl.-Inf. Christian Savu-Krohn danke ich für die freundliche Unterstützung bei der Erstellung des Matlab-Berechnungsprogramms und den Einstieg LaTeX.

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.

Leoben, den 19. Februar 2008

Christoph Krenn

Kurzfassung

Die Stahlindustrie in Europa verursacht jährlich ein Gesamtaufkommen von etwa 1,4 Mio. Tonnen zinkhaltigen Filterstäuben aus der Stahlherstellung mittels Elektrolichtbogenofen. Die kostenintensive Entsorgung aufgrund restriktiver Umweltgesetze sowie der Verlust an den Wertmetallen Zink und Eisen, erfordert zunehmend die Suche nach neuen und effizienteren Aufbereitungsverfahren. Ein neu entwickeltes Verfahren namens Reco-Dust ermöglicht durch Kopplung einer Oxidations- und Reduktionsstufe den Recyclingprozess wirtschaftlich zu gestalten.

Im Rahmen dieser Diplomarbeit wurde versucht einen Entwurf für die Koksbeschickung der Reduktionsstufe (InduCarb) der Aufbereitungsanlage zu entwickeln. Auf Basis eines ausgewählten Konzepts wurden mehrere Teilbereiche der späteren Gesamtkonstruktion nachgebildet und auf ihre Anwendbarkeit geprüft. Dabei zeigte sich, dass die Förderung auch von geringen Koksmengen in einem geschlossenen System einen unerwartet hohen Kraftaufwand erfordert und die Korngrößen eine wesentliche Rolle spielen. Eine wichtige Funktion neben der eigentlichen Koksförderung der Anlage, besteht in der Koksvorwärmung. Anhand einer Simulation wurde festgestellt, dass eine Gegenstromwärmeübertragung zwischen dem 1600°C heißen Abgas aus dem Reduktionsprozess und einem durchströmten Kokshaufwerk ausreicht, um die Kokserwärmung ohne äußere Energiezufuhr zu ermöglichen.

Abstract

The European iron and steel industry produces an amount of about 1.4 million tons of flue gas dust annually through steel milling in electric arc furnaces. The high cost of disposal and the small recycling rate of basic materials like zinc and iron require new and efficient treatments. Reco-Dust, a newly developed process which combines the advantages of an oxidation and a reduction stage allows an economic output.

This thesis provides a new concept for the coke feeding system of a treatment plant. Several parts of the proposed construction were built and tested. Depending strongly on the particle size, the conveyance of coke in a closed system turned out to require a high amount of force. In addition to the conveyance task, the design of the preheating unit is also investigated. Simulation of the counter flow heat transfer between the hot exhaust gas of the reduction process and the coke bulk showed that the coke heating treatment is possible without an external input of energy.

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung	1
1.1	Der RecoDust Prozess	1
1.2	Ziele der Arbeit	4
2	Anlagenkonzeption	6
2.1	Anforderungen an die Kokszuführung	7
2.2	Funktionsstruktur	10
2.3	Konzept	10
2.3.1	Koksaufgabe	11
2.3.2	Koksabgabe	16
3	Entwurf des Fördersystems	19
3.1	Koksbeschickung mit Förderstößel	19
3.2	Koksbeschickung mit Glockenverschluss	25
3.2.1	Prinzip des Hochofengichtverschlusses	25
3.2.2	Modifizierter Glockenverschluss	26
4	Wärmeübertragung	29
4.1	Einführung	29
4.2	Berechnungsgrundlagen Gegenstrom	32
4.2.1	Temperaturabhängigkeit der Stoffeigenschaften	36
4.2.2	Koksparameter	38
4.3	Kokserwärmung im Zuführungsrohr	40
4.4	Kokserwärmung im durchströmten Haufwerk	50
4.4.1	Wärmeverlust im Zuleitungsrohr	51
4.4.2	Gegenstrom-Wärmeübertragung	60

5	Versuch	68
5.1	Kokssorten	68
5.2	Prüfung der Koksverteilung	69
5.2.1	Versuchsaufbau	70
5.2.2	Versuchsdurchführung	73
5.2.3	Versuchsergebnisse	75
5.3	Bewegung der Koksschüttung im Rohr	80
5.3.1	Versuchsaufbau	80
5.3.2	Versuchsdurchführung	83
5.3.3	Versuchsergebnisse	83
6	Diskussion	87
7	Literaturverzeichnis	89
A	MATLAB-Berechnungsunterlagen	92
B	MATLAB-Definition der Stoffwerte	100
C	Datenblätter	104

Kapitel 1

Einleitung

Zentrale Aufgabenstellung dieser Diplomarbeit ist die Entwicklung eines Systems zur Förderung von Koks in ein induktiv beheiztes Koksbett (Indu-Carb). Die Koksbeschickung ist Teil einer Gesamtanlage zum Recycling von Stahlwerksstaub. Die erste Anlage, mit einem nominellen Staubdurchsatz von $1,5 \text{ t/h}$, geht in ihrer ersten Ausbaustufe Anfang 2008 bei einem namhaften Edelstahlproduzenten in Betrieb. Im Folgenden soll zunächst auf den Aufbereitungsprozess mit dem Namen „RecoDust“ näher eingegangen werden, um einen Überblick zu gewinnen und die mit der Kokszuführung verknüpften Anforderungen besser nachvollziehen zu können. Des Weiteren werden die Zielvorgaben angeführt, die im Rahmen dieser Diplomarbeit zu erfüllen sind.

1.1 Der RecoDust Prozess

In Europa entstehen jährlich etwa 4,0 Mio. Tonnen zinkhaltige Filterstäube aus der Stahlindustrie wovon 1,4 Mio. Tonnen aus der Stahlherstellung mittels Elektrolichtbogenofen stammen. Aufgrund des hohen Zinkgehaltes von bis zu 40 % eignen sich diese Elektrolichtbogenofenstäube im Besonderen für eine Aufarbeitung. In Europa werden heute jedoch mehr als ein Drittel dieser Reststoffe nicht einer Aufarbeitung zugeführt und die bestehenden Verfahren sind als unbefriedigend und wenig zukunftsweisend einzustufen.

Das wesentlichste Problem bestehender Verfahren ergibt sich aufgrund der mangelhaften Produktqualität. Bei der Aufarbeitung werden große Men-



Abbildung 1.1: Blick auf die Anlage

gen an Halogenen mit in das Zinkkonzentrat eingeschleppt woraus selbst mit aufwendigen Nachbehandlungsschritten nur eine eingeschränkte Verwertung resultiert. Für eine ausführlichere Betrachtung dieser Thematik siehe [1].

Weiteres wird in den meisten Fällen keine Aufarbeitung der Eiseninhalte angestrebt, was nicht nur zum Verlust des Wertmetalls Eisen sondern auch zu erheblichen Rückstandsmengen führt, woraus sich einmal mehr eine kostenintensive Umweltproblematik ergibt. Darüber hinaus sind als Nachteile eine wenig effiziente Ausnutzung hoher Energieeinsätze sowie große Mengen an Emissionen zu nennen. Das RecoDust Verfahren der Firma Tribovent GmbH ist als zero-waste Prozess mit hoher Produktqualität konzipiert, welcher wirtschaftlich auch in kleineren Einheiten, unmittelbar an das Stahlwerk angepasst, zu betreiben ist und damit neben der Ersparnis an Transportkosten eine individuelle Lösung darstellt.

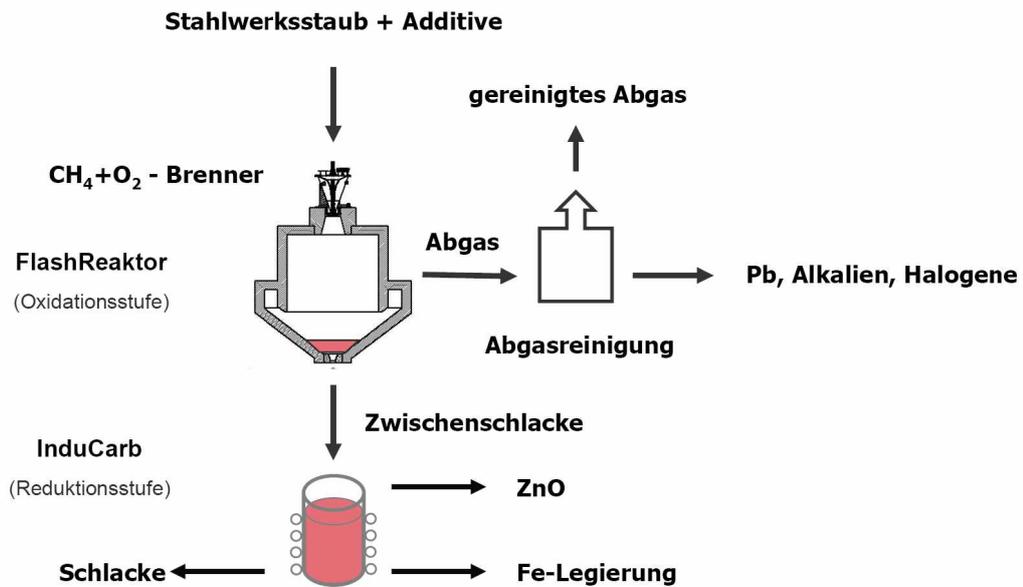


Abbildung 1.2: RecoDust-Verfahren

Die Aussenansicht der mehrere Etagen umfassenden Anlage ist in Abb. 1.1 dargestellt. Der Standort wurde so gewählt, dass der anfallende Staub direkt aus dem Stahlwerk mittels eines Trogkettenförderers in ein Silo gefördert und danach durch einen Bandförderer weiter zur Anlage geleitet wird.

Das Verfahren besteht aus zwei aneinander gekoppelten Prozessschritten, siehe Abb. 1.2. Um eine selektive Halogenabtrennung und damit in weiterer Folge eine hohe Qualität des Zinkproduktes zu gewährleisten, ist im ersten Schritt ein Erschmelzen der Stäube unter oxidierenden Bedingungen notwendig. Dies erfolgt in einem Flashreaktor, welcher durch Verbrennung von Erdgas mit reinem Sauerstoff eine Flammentemperatur von über 2200°C erzeugt. Die Temperatur der Brennkammer liegt variabel zwischen 1500°C und 1900°C . Diese Bedingungen führen zu einer vollständigen Verflüchtigung von Fluor-, Chlor- und Bleiverbindungen. Der durch den Sauerstoffstrom unmittelbar in die Flamme eingebrachte Staub schmilzt in äußerst kurzer Zeit und sammelt sich am Boden der Brennkammer. Diese Schlacken-Schmelze enthält mit wenigen Verlusten das Zink und Eisen in oxidischer Form. Den zweiten Prozessschritt bildet eine karbothermische Reduktion der erzeugten

Schmelze mit Hilfe eines induktiv beheizten Koksбетtes (Inducarb). Dabei trifft das schmelzflüssige Material aus dem Flashreaktor kontinuierlich auf die 1500°C heiße Oberfläche der Kokssäule und beginnt hindurchzusickern. Das Zinkoxid wird rasch (das heißt nach wenigen Zentimetern Kokssäule) und vollständig reduziert wobei das gebildete Zink verdampft. Die Oxide von Eisen und dessen Legierungselementen werden ebenfalls vollständig, jedoch ein wenig verzögert reduziert. Im unteren Bereich des Inducarb-Reaktors entsteht ein Gemenge aus Schlacke und Eisenlegierung, das in einem angeschlossenen Vorherd getrennt und danach granuliert wird. Für eine vertiefende Kenntnis von dem InduCarb-Aggregat siehe [2].

Das Abgas besteht ausschließlich aus Kohlenmonoxid und Zinkdampf. Es ergibt sich somit die Möglichkeit durch Nachverbrennung Zinkoxid zu gewinnen oder durch Kondensation metallisches Zink zu erzeugen. In beiden Fällen entsteht aufgrund der zuvor abgetrennten Halogen- und Bleiverbindungen ein Produkt mit hoher Reinheit. Die Abgaswärme wird zugleich genutzt um nachzuchargierenden Koks auf knapp unter die Prozesstemperatur zu erwärmen. Die elektrisch eingebrachte Energie dient daher fast ausschließlich der Deckung von Verlusten und Reduktionswärmen.

Die drei Produkte aus der Reduktionsstufe können vollständig verwertet werden. Gleichmaßen findet auch der Blei-Halogenrückstand aus der ersten Stufe in der chemischen Industrie Anwendung. Das RecoDust Verfahren vereint somit die Vorteile eines zero-waste Prozesses mit einer hohen Flexibilität hinsichtlich Menge und Qualität der eingesetzten Materialien sowie einem hohen Ausnutzungsgrad der eingesetzten Energie bei geringen Abgasemissionen.

1.2 Ziele der Arbeit

Die Zielsetzung der vorliegenden Arbeit wurde von den beiden am Projekt beteiligten Firmen Tribovent und Böhler formuliert. Infolge der Forderung nach einer angemessenen Überprüfung des ausgearbeiteten Entwurfs soll die praktische Umsetzbarkeit sichergestellt werden.

Die Ziele der Arbeit umfassen folgende Punkte:

- Gestaltung des Übergangs Flash-Reaktor-InduCarb
- Erarbeitung mehrerer alternativer Vorschläge zur Lösung der Chargierproblematik
- Auswahl des besten Lösungsvorschlages in Zusammenarbeit mit den Projektpartnern
- Entwurf + Konstruktion des ausgewählten Lösungsvorschlages für die Kapfenberganlage
- Anfertigung + Überprüfung eines Prototypen im Pilot-Maßstab

Kapitel 2

Anlagenkonzeption

Im Rahmen dieser Diplomarbeit wurde versucht durch eine systematische Vorgehensweise eine bestmögliche Lösung der Aufgabenstellung anzustreben. In Abb. 2.1 sind die einzelnen Teilschritte des Konstruktionsprozesses von der Analyse der Aufgabenstellung bis zur Durchführung von Versuchen dargestellt. Die Abfolge der einzelnen Arbeitsschritte und die Einteilung in Konzept- und Gestaltungsphase orientiert sich an dem in [3] beschriebenen Konstruktionsprozess.

Nach Klärung der Aufgabenstellung und Erfassung aller relevanten Randbedingungen können daraus Anforderungen an die Lösung der Problemstellung abgeleitet werden. Mithilfe einer Funktionsstruktur kann die schwer überschaubare Problemstellung in einfachere, leichter lösbare Teilprobleme aufgeteilt werden. Aus den in der Funktionsstruktur definierten Teilfunktionen werden in der Konzeptphase Lösungsprinzipien gesucht und zu einzelnen Konzeptvarianten kombiniert. In der Gestaltungsphase erfolgt nach der Zusammenstellung der einzelnen Entwürfe in Zusammenarbeit mit den Projektpartnern die Auswahl des besten Lösungsvorschlages. Auf Basis des gewählten Entwurfes wird versucht einen Prüfstand zu erstellen und damit die gefundene Lösungsvariante auf ihre Umsetzbarkeit getestet. Es erfolgt auch eine Analyse der Vor- und Nachteile bestehender Lösungen.

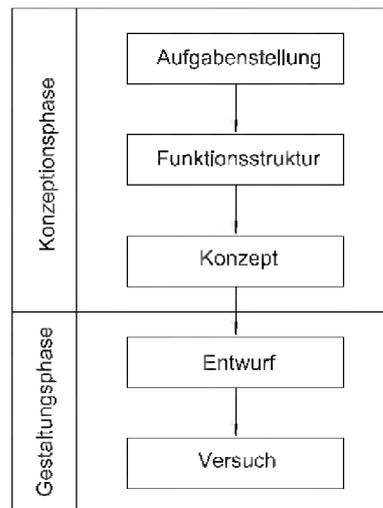


Abbildung 2.1: Vorgehenszyklus

2.1 Anforderungen an die Kokszuführeng

Um eine zufriedenstellende Lösung finden zu können, ist es wichtig, schon von Beginn des Konstruktionsprozesses an die Aufgabenstellung möglichst umfassend und vollständig zu analysieren. Der Funktionsumfang, den die Anlage zur Kokschargierung zu erfüllen hat, wurde gemeinsam mit Böhler und dem Projektpartner Tribovent in einer Diskussionsrunde vorab erarbeitet. Die Gestaltung der Kokszuführeng richtet sich in erster Linie nach der Sicherstellung des optimalen Prozessablaufs der Schlackenreduktion. Aus diesem Hauptziel des Projektes können auch die meisten Anforderungen abgeleitet werden. Insgesamt sind folgende wichtige Auslegungskriterien zu berücksichtigen:

1. Koksvorwärmung
2. gleichmäßiger Eintrag ins Koksbett
3. kontinuierlicher Fördervorgang
4. Dosierungsmöglichkeit
5. Vermeidung von Koksabrieb

6. Zuführung unter Luftabschluss

7. funktionale Auslegung

Die Implementierung der Koksaufwärmung stellt eine wesentliche Forderung für den Konstruktionsprozess dar, die im Rahmen des Fördervorganges umgesetzt werden muss. Dabei ist sicherzustellen, dass innerhalb des Reduktionsaggregates ein direkter Kontakt der eingeleiteten Schlacke nur mit dem bereits erhitztem Koks erfolgen kann. Wünschenswert wäre eine Kokstemperatur um die 1000°C damit das gasförmige Zink nicht kondensiert. Aufgrund der hohen Austrittstemperaturen von ungefähr 1600°C der entstehenden Abgase, besteht die Möglichkeit, die zur Verfügung stehende Wärme des heißen Abgasstroms für den Vorwärmvorgang zu nutzen.

Weiters sollte der zugeführte Koks gleichmäßig über den Umfang des induktiv beheizten Koksbetts verteilt werden, wodurch vermieden wird, dass es zu einer einseitigen Ablenkung der Schlacke kommt.

Für die Kokschargierung ist ein stetiger Fördervorgang anzustreben, um auf einen zum Teil stark schwankenden Koksbedarf schnell reagieren zu können und einen stationären Betrieb der Anlage zu gewährleisten. Die Vorgabe diese Art der Förderung einzusetzen, schränkt gleichzeitig auch die Suche nach passenden Lösungen ein.

Die Forderung nach dem Einsatz einer Dosierungsvorrichtung ist ebenfalls in der Aufgabenstellung enthalten. Durch die gezielte Steuerung der Anlage, kann wie bereits zuvor erwähnt eine Anpassung der geförderten Koksmenge an den jeweiligen Betriebszustand ermöglicht werden.

Die Beschädigung des Fördergutes während des Fördervorganges sollte vermieden werden. Für die Koksschüttung im InduCarb-Reaktor soll eine grobstückige Kokssorte eingesetzt werden, weil damit die besten Reduktionsergebnisse bei Vorversuchen erzielt wurden. Mit größer werdenden Korngrößen steigt die Gefahr, dass Teile der einzelnen Koksstücke abbrechen und der Koks zerrüttet wird. Dieses Auslegungskriterium ist jedoch, im Vergleich zu den bisher erwähnten Forderungen, als etwas geringer zu gewichten.

Ein besonders wichtiger Punkt in der Anforderungsliste ist die Kokszufuhr unter Luftabschluss. Um eine Oxidation des Zn zu vermeiden ist darauf zu achten, dass sowohl beim Übergang zum InduCarb-Reaktor als auch bei der

Koksbedarf	<i>kg/h</i>
min	214
max	390.7
Mittelwert	294.2

Tabelle 2.1: Grenzen der Koksfördermengen

Kokschargierung selbst kein Sauerstoffzutritt erfolgt. Ein Austritt von CO ist ebenfalls unter allen Umständen zu verhindern.

Neben den aufgelisteten Anforderungen gibt es noch einige Randbedingungen, die zu beachten sind. So darf beispielsweise das bei der Schlackenreduktion entstehende Abgas nicht unter 950°C abgekühlt werden, um eine Kondensation der gasförmigen Zn-Phase zu vermeiden. Zusätzlich sind die baulichen Möglichkeiten der Kokszuführung in den InduCarb-Reaktor beschränkt. Ein mittiger Eintrag des Kokses in den InduCarb-Reaktor ist nicht durchführbar, weil hier im Übergang zum Flash-Reaktor bereits die erschmolzene Schlacke in das unterhalb liegende Koksbett aufgegeben wird. Es müssen somit Lösungsvorschläge ausgearbeitet werden die sich auf eine seitliche Einleitung des Kokses beschränken. Vorteilhaft für eine gleichmäßige Verteilung des Kokses ist die geringe Größe des zylindrischen Koksbetts, welches einen Innendurchmesser von 800-1000 *mm* besitzt.

Relevant für die Auslegung der Förderart sind die geforderten Leistungsgrenzen der Anlage in Abhängigkeit vom Durchsatz des Stahlwerksstaubs im Recyclingzyklus. Aus stöchiometrischen Berechnungen ergibt sich je nach Staubzusammensetzung im Normalbetrieb, bei $1,5\text{ t/h}$ flüssiger Zwischenschlacke, ein typischer Koksbedarf von 250-350 *kg/h*. Die maximalen Förderleistung sollte 500 *kg/h* betragen. Der Bereich der Koksfördermengen mit dem Mittelwert kann aus Tab. 2.1 entnommen werden. Die genaue Berechnung der Koksmengen und der entstehenden Abgasvolumina bei unterschiedlicher Staubzusammensetzung ist im Anhang C zu finden.

2.2 Funktionsstruktur

Die in Abb. 2.2 dargestellte Funktionsstruktur umfasst alle wesentlichen Teilfunktionen der zu konstruierenden Koksförderanlage. Sowohl die erforderlichen Arbeitsschritte für die Koksförderung, als auch die Interaktion mit dem heißen Zn-CO-Abgas A zur Wärmeübertragung sind angeführt. Die Koksaufgabe muss unter Vermeidung von Sauerstoffzutritt durchgeführt werden und beinhaltet eine Dosierungsfunktion zur Regelung der Koksmenge. Die Fördereinrichtung muss weiters in der Lage sein das Fördergut entlang einer bestimmten Strecke bewegen bzw. fördern zu können. Die für die Koks erwärmung benötigte Energie kann vom Abgas zur Verfügung gestellt werden. Bevor der erhitzte Koks dann endgültig dem Koksbett zugeführt wird, findet eine Aufteilung des Koksmassenstromes statt. Zweck der Aufteilung ist das Fördergut besser über den Umfang des InduCarb-Reaktors verteilen zu können. Außerdem wird ein Lösungsansatz für die Führung und Ableitung des Abgases benötigt.

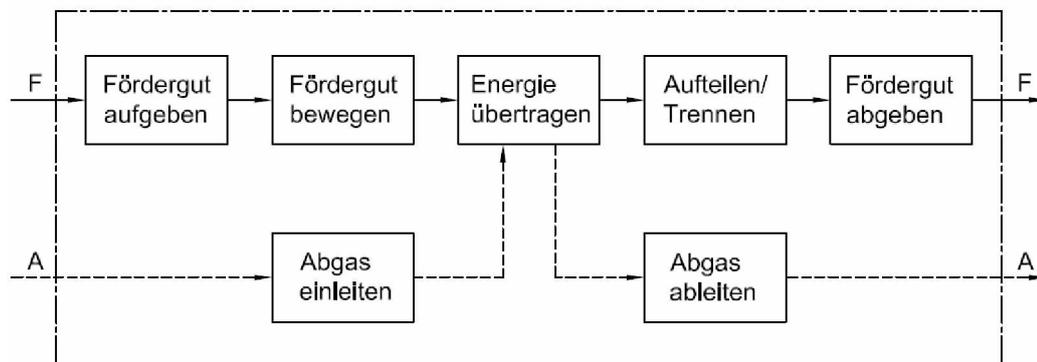


Abbildung 2.2: Funktionsstruktur des Koksfördersystems

2.3 Konzept

In diesem Abschnitt wird auf die unterschiedlichen Konzepte der Koksaufgabe und Koksabgabe genau eingegangen und versucht die am besten geeigneten Varianten herauszufiltern. Die Möglichkeiten zur Gutförderung sind

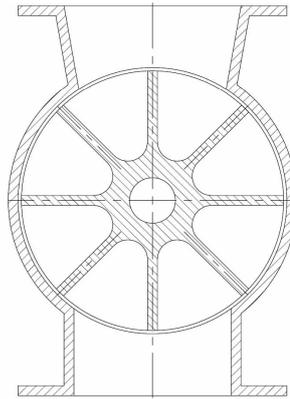


Abbildung 2.3: Anbauschleuse mit horizontaler Antriebswelle

aufgrund der Körnung und vor allem der vorliegenden Einsatztemperatur sehr beschränkt. Übliche Stetigförderer wie z.B. Gurt- oder Schneckenförderer können somit nicht in den Auswahlprozess miteinbezogen werden. Die verbleibenden Fördermöglichkeiten werden deshalb direkt im Rahmen der einzelnen Entwürfe beschrieben. Der komplexen Problematik der Koksvorwärmung durch den Abgasstrom widmet sich das eigene Kapitel Wärmeübertragung (4), welches im Anschluss zu den erarbeiteten Entwürfen erörtert wird.

2.3.1 Koksauflage

Dosierung

Eine kompakte Form und einfache Bauweise einer Dosierungsvorrichtung bietet die Zellenradschleuse. Die Dosierung erfolgt volumetrisch, die geförderte Gutmenge hängt im Wesentlichen von der Drehzahl des Zellenrades ab. Die geforderte maximale Förderleistung kann ohne Probleme erreicht werden, da Baugrößen mit Durchsatzmengen von weit über $200 \text{ m}^3/\text{h}$ bei einem Füllgrad von 100 % erhältlich sind. Über ein kürzeres Zeitintervall sind Temperaturen bis zu 800°C durch spezielle Auskleidungen und Kühlung ertragbar. Eine weitere Eigenschaft der Zellenradschleuse ist, dass bei geraden Zellenstegen das Gut nicht gleichmäßig, sondern pulsierend gefördert wird, wobei die Frequenz von der Zellenanzahl und der Drehzahl abhängt.

Der entscheidende Nachteil der Zellenradschleuse liegt jedoch in ihrer ein-

geschränkten Anwendung bezüglich der Förderung von grobstückigem Material. Sie wird vorwiegend zum Austragen von feinkörnigen und staubförmigen Gütern eingesetzt. Als Beispiele können Granulate unterschiedlichster Stoffe, Zement und Getreide angegeben werden. Oftmals auch als Durchblassschleuse in Kombination mit pneumatischen Druck- und Saugförderanlagen. Der Einsatz bei grobkörnigem und stark schleißendem Fördergut, wie etwa Koks, ist weniger sinnvoll. Die Gründe dafür können mithilfe der Abb. 2.3 anschaulich erklärt werden. Sie zeigt die Grundbauart von Zellenradschleusen, eine Anbauschleuse mit horizontaler Welle. Der Gutaustrag erfolgt infolge der wirkenden Schwerkraft. Durch die konstante Drehung des Rotors entsteht eine Relativbewegung zwischen der Gehäusewand und den Koksstücken, die sich in den einzelnen Zellen befinden. Diese Relativbewegung hat zwar bei Verwendung von üblichen Fördergütern kaum Bedeutung, kann aber bei Koks zu erheblichem Abrieb führen. Weiters besteht durch die Größe der Koksstücke die Möglichkeit von Verklemmungen beim Guteinlauf. Als Folge daraus könnte einerseits der Koks durch Abscheren beschädigt werden und andererseits unter ungünstigen Bedingungen sogar ein vollständiger Funktionsaufall der Schleuse entstehen. Dadurch scheidet die Zellenradschleuse als Lösungsvariante aus, weil damit, unter den gegebenen Bedingungen, ein störungsfreier Betrieb nicht gewährleistet ist.

Besser geeignet für eine hinreichend genaue Dosierung unter rauen Betriebsbedingungen ist der Schwingförderer. Die DIN-Erläuterung nach [4] lautet: Schwingförderer sind Schüttgutförderer für waagrechte oder geneigte Förderung, wobei das Gut durch Massenkräfte gefördert wird. Schwingrinnen arbeiten nach dem Wurfverfahren, bei dem Gut und Rinne beim Vorwärtsgang angehoben werden (kleine Amplitude, hohe Frequenz). Sie erfordert nur einen geringen Wartungsaufwand und ist für Schüttgüter mit verschiedenen Körnungen geeignet. Ihr Anwendungsbereich reicht von staubförmigen Gütern bis hin zu Kies oder Geröll. Der große Vorteil dieser Variante ist die Möglichkeit den Schwingförderer auch direkt als Bunkerabzugsorgan einsetzen zu können. Der benötigte Vorratsbunker ist dabei wie in Abb. 2.4 gezeigt oberhalb der Schwingrinne angeordnet.

Bei Stillstand dient der Schüttkegel in Abhängigkeit vom Böschungswinkel als natürliche Sperre gegen das Abrutschen der Koksschüttung. Ein

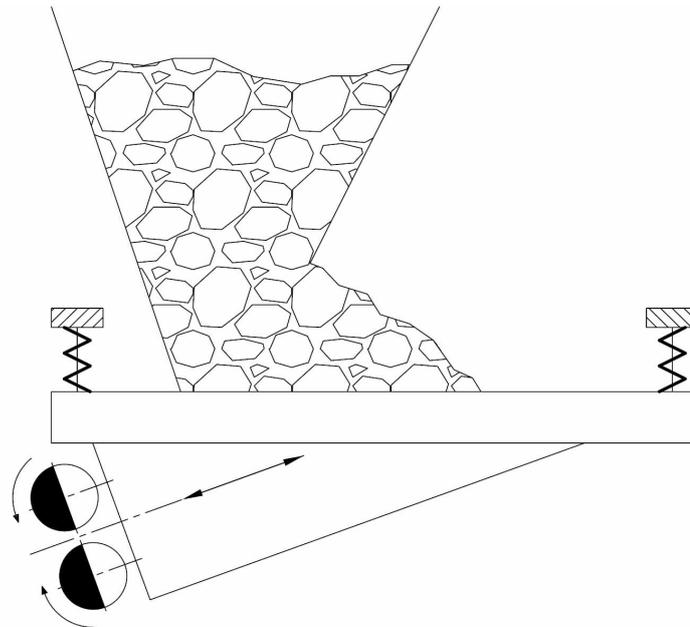


Abbildung 2.4: Bunkerabzugsrinne mit Unwuchtmotor

zusätzliches Sperrorgan für die Manipulation der Austrittsöffnung des Bunkers wird nicht benötigt. Bei eingeschaltetem Unwuchtantrieb wird die Rinne in Schwingung versetzt und in weiterer Folge auch die Koksschüttung durchgerüttelt. Der Böschungswinkel der Bewegung ist deutlich geringer als jener im Ruhezustand. Deshalb gleitet ein Teil des Kokses ab und neues Schüttgut rutscht nach. Ein weiterer Vorteil ist ihre hohe vertikale Belastbarkeit. Sie arbeiten auch unter Silos mit hohem Materialdruck einwandfrei. Die erreichbaren Förderleistungen hängen von der Antriebsart ab. In Frage kommen elektromagnetische Vibrationsantriebe, Unwuchtmotoren oder Schubkurbeltriebe. Durch die Kombination aus Dosiervorrichtung und Fördereinheit kann der Schwingförderer flexibel in das Gesamtsystem eingebunden werden. Neben der geringen Bauhöhe zeichnet sich der Schwingförderer auch durch eine hohe Ausfallsicherheit aus. Aufgrund seiner robusten und einfachen Bauweise ist er nahezu unempfindlich gegen Verstopfungen. Die Vorteile der Schwingrinne gegenüber der Schüttelrutsche sind geringerer Verschleiß und geringere Antriebsleistung, da sich das Gut meist schwebend bewegt. Um die Standfestigkeit und Laufzeit des Förderers bei Verwendung von stark schleißendem

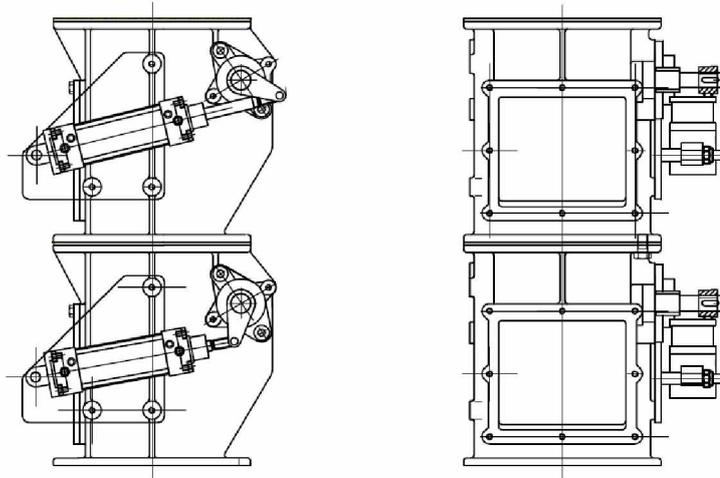


Abbildung 2.5: pneumatisch betätigte Doppelpendelschleuse

Material zu erhöhen, kann die Rinne auch mit einer verschleißfesten Auskleidung versehen werden. Gefälle von 8° bis 12° werden bevorzugt, denn die Förderleistung wird hier wesentlich erhöht, ohne dass der Verschleiß wesentlich zunimmt.

Vermeidung von Luftzutritt

Um einen Zutritt von Sauerstoff in die Prozesszone verhindern bzw. minimieren zu können, müssen bereits bei der Koksauflage entsprechende Maßnahmen getroffen werden. Durch die Verwendung einer Art Zwischenkammer ist es möglich, den Förderraum von der Umgebung abzutrennen. Der Eintritt und Austritt wird abhängig voneinander freigegeben.

Doppelpendelschleusen haben sich für diese Problemstellung bewährt. Die Klappenteller sind dabei so geschaltet, dass die eine Pendelklappe nur dann öffnet wenn die Zweite geschlossen ist. Dieses einfache Prinzip sorgt dafür, dass ein Sauerstoffeintritt nur mehr mittels der im Schüttgut befindlichen Hohlräumen stattfinden kann. Um das System vollständig abzuschließen, müsste während der Öffnungsperiode der oberen Eintrittsklappe zusätzlich ein nicht reaktives Gas, beispielsweise Stickstoff, in den Zwischenraum einblasen werden, um den Restsauerstoff herauszudrücken.

Die Nennweiten bei quadratischer Einlass- und Austrittsöffnung beginnen

bei $200 \times 200 \text{ mm}$ und können je nach Anforderung und Schüttgutkörnung auch deutlich größer gestaltet werden. Die Bewegung der beiden Klappen kann entweder durch Gewichtsbelastung, einen elektrischen oder pneumatischen Antrieb ermöglicht werden. Abb. 2.5 zeigt den Aufbau einer Doppelpendelschleuse mit pneumatischer Betätigung. Über die angekoppelte Kurvenscheibe werden die Klappen in die gewünschte Position gebracht. Die Stellung der beiden Kolben ist immer gegengleich. Eine wichtige Voraussetzung für den reibungslosen Betrieb ist die Vordosierung des Schüttgutes. Die Pendelklappen sind nicht in der Lage mit einer oberhalb stehenden Materialsäule zu arbeiten. Falls ein Störfall auftritt, bewirkt das Ansprechen einer Überlastsicherung, dass keine Selbstzerstörung der Doppelpendelklappe erfolgt. Weiters erleichtern zwei große Wartungsöffnungen den Service und ermöglichen das Wechseln der Klappenteller im eingebauten Zustand.

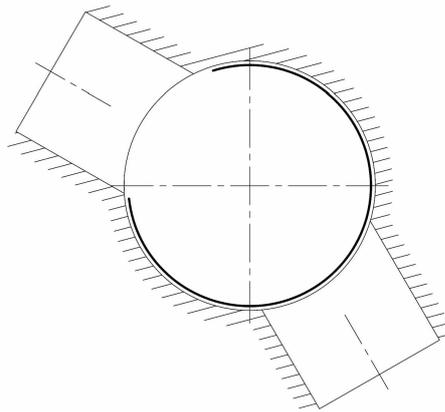


Abbildung 2.6: Schematische Darstellung einer Drehschleuse

Eine Abdichtung hinsichtlich der Umgebungsluft kann in ähnlicher Form auch mithilfe einer Drehschleuse erreicht werden. Abb. 2.6 zeigt das grundlegende Schema einer Drehschleuse nach [5]. Sie besteht aus einer drehbar gelagerten Trommel, die das Fördergut durch eine radiale Öffnung aufnehmen kann. Die Öffnung ist dabei so konzipiert, dass der Fall einer direkten Verbindung zwischen Eintritts- und Austrittsbereich nicht eintreten kann. Eine von beiden Seiten ist infolge der momentanen Stellung der Trommel immer gesperrt. Die Drehschleuse findet zum Beispiel bei der Brennstoffzuführung für einen Hochleistungskessel mit Unterbrandfeuerung Anwendung [6].

2.3.2 Koksabgabe

Die Einrichtung zur Koksabgabe dient als Schnittstelle zwischen dem InduCarb-Reaktor und der Koksförderanlage.

Um eine angemessene Verteilung des Kokses im Reduktionsaggregat zu erreichen, bietet sich an, eine Zuführung nicht nur von einer sondern von mehreren Seiten zu gestalten. Eine Möglichkeit wäre beispielsweise drei abgeschlossene Rutschen bzw. geneigte Rohre über den Umfang zu verteilen (siehe Abb. 2.7).

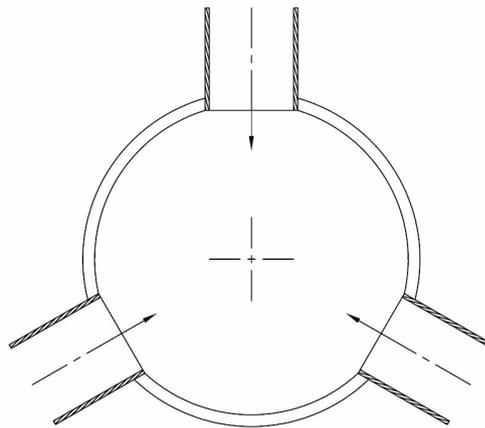


Abbildung 2.7: Rutsche

Der Neigungswinkel wird in Abhängigkeit von der gewünschten Endgeschwindigkeit der Koksstücke bestimmt, die nicht zu hoch ausfallen sollte. In praktischen Anwendungsfällen liegt die Geschwindigkeit des Fördergutes am Austritt üblicherweise unterhalb von $1,5 \text{ m/s}$. Der empfohlene Neigungswinkel bei Kohle und Koks beträgt $30\text{-}40^\circ$ [7]. Da der Reibungskoeffizient zwischen Gut und Rutsche in den meisten Fällen unbekannt ist, muss für eine sichere Auslegung der entsprechende Winkel anhand von Rutschversuchen bestimmt werden.

Nachteilig ist jedoch der hohe konstruktive Aufwand den diese Variante mit sich bringt. So müssen nicht nur einige Meter an Rohrlänge verlegt sondern diese auch noch aufgrund der im InduCarb-Reaktor herrschenden Temperaturen mit einem feuerfesten Material ausgekleidet werden. Weiters schafft diese Art der Gutzufuhr ein zusätzliches Problem, die gleichmäßige

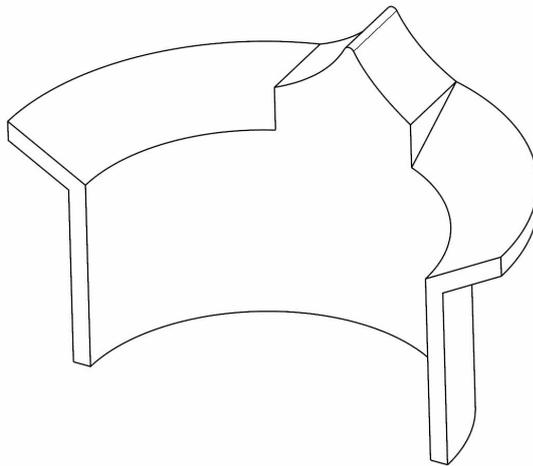


Abbildung 2.8: Trennkeil zur Koksauftteilung

Auftrennung des Koksmassenstroms in alle angebundenen Zuleitungsrohre. Unter Berücksichtigung des sehr geringen Innendurchmessers des InduCarb-Reaktors von rund 1 m scheint diese Lösungsvariante kaum gerechtfertigt.

Eine einfachere Variante ist nur ein Zuleitungsrohr zu verwenden und die Aufteilung dafür gleich direkt bei der Koksabgabe durchzuführen. Die Aufteilung des Koksmassenstroms wird dabei durch einen Trennkeil ermöglicht, der, wie in Abb. 2.8 dargestellt, am Umfang des InduCarb-Reaktors positioniert ist und den Koks in einen trichterförmigen Bereich umgelenkt. Der Koks nimmt im geneigten Zuführungsrohr kinetische Energie auf und fällt senkrecht von oben auf den Trennkeil hinab. Nach ihrer Richtungsänderung gleiten die Koksstücke an der Trichterwand entlang und treten dann entsprechend ihrer jeweiligen Geschwindigkeit an unterschiedlichen Stellen in das induktiv beheizte Koksbed ein. Wichtig ist eine möglichst tangentielle Einleitung in die beiden gekrümmten Keilflächen zu gewährleisten. Einerseits um den Koks nicht zu beschädigen und andererseits, um die auf die Vorrichtung wirkende Belastung gering halten zu können. Weiters kann ein unkontrolliertes Rückspringen einzelner Koksstücke beim Auftreffen auf die Keilspitze verhindern und damit die Gefahr von etwaigen Verstopfungen minimiert werden. Damit Koks nicht direkt auf die Keilspitze auftreffen kann, ist im Fallrohr eine Art Führungseinrichtung notwendig.

Andere Lösungsvarianten in denen bewegliche Teile eine Rolle spielen, beispielsweise ein rotierender Mitnehmer, wurden, aufgrund der hohen Temperaturen und den damit verbunden Problemen bezüglich Lagerung und Dichtung, nicht in die Überlegungen miteinbezogen.

Kapitel 3

Entwurf des Fördersystems

In diesem Kapitel werden die zwei ausgearbeiteten Lösungsvarianten vorgestellt und anhand eines Vergleichs der jeweiligen Vor- und Nachteile relativ zueinander bewertet. Der erste Entwurf richtet sich in erster Linie nach der in der Konzeptphase (Kapitel 2) durchgeführten Vorauswahl der Aufgabe- und Abgabemöglichkeiten. Mittels einer alternativen Gestaltungsmöglichkeit wird versucht, bereits in der Praxis existierende Lösungen für ähnliche Problemstellungen in die Auslegung mit einzubeziehen. Beide Varianten zeigen eine deutlich unterschiedliche Herangehensweise an die vorliegende Problemstellung. Dieser Unterschied besteht nicht nur im Austausch einzelner Komponenten, sondern vielmehr durch einen anderen Aufbau mehrerer Teilfunktionen der Anlage.

3.1 Koksbeschickung mit Förderstößel

Abb. 3.1 zeigt einen Schnitt durch die 3D-Ansicht des ersten Lösungsvorschlages. An der Koksauflage gelangen die vordosierten Koksportionen über den Aufgabetrichter in den Förderbereich der Anlage. In der gezeigten Abbildung ist der hydraulisch betätigte Förderkolben in seiner oberen Totpunkt-lage dargestellt. Der Hydraulikzylinder ist am hinteren Ende des Koksauflagemoduls angeflanscht und soll das Ausschieben des Förderguts in Richtung InduCarb-Reaktor ermöglichen. Beim Rückhub fällt die auf dem Kolben befindliche Koksportion nach unten in den Förderbereich und wird im dar-

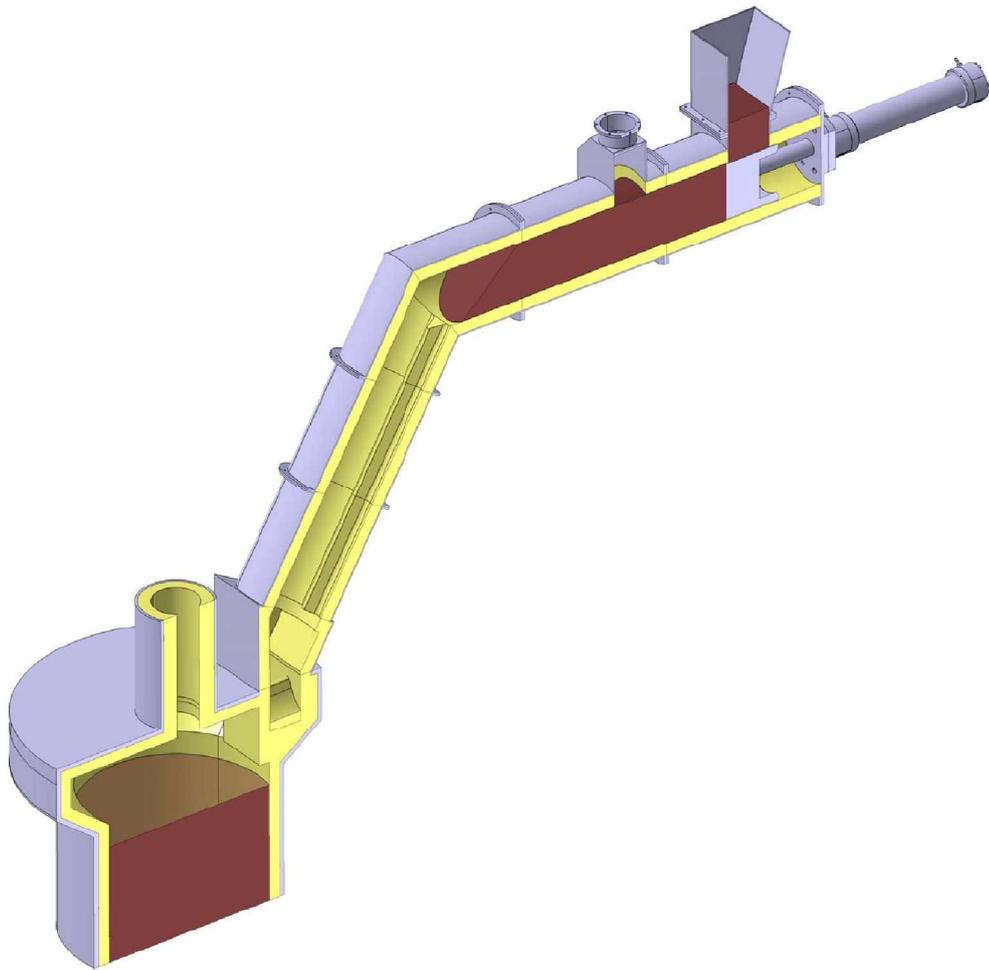


Abbildung 3.1: Koksbeschickung mit Förderstößel

auf folgenden Vorhub gegen die vorhandene Schüttung gedrückt. Es handelt sich somit um eine pulsierende Förderung, wobei die Zeitintervalle zwischen den einzelnen Kolbenhüben neben der benötigten Koksmenge auch von der Größe der vordosierten Koksportion abhängig sind. Eine wichtige Eigenschaft des Förderstößels ist seine angedachte Doppelfunktion. Neben seiner Aufgabe den Koks in das angeschlossene Reduktionsaggregat zu fördern, soll er auch eine Abdichtung der Koksauflagestation gegenüber dem Abgasstrom ermöglichen. Befindet sich der Stößel im oberen Totpunkt, schließt er den Zuführungsbereich ab und dem Abgas bleibt dadurch nur ein möglicher Weg zum Abströmen.

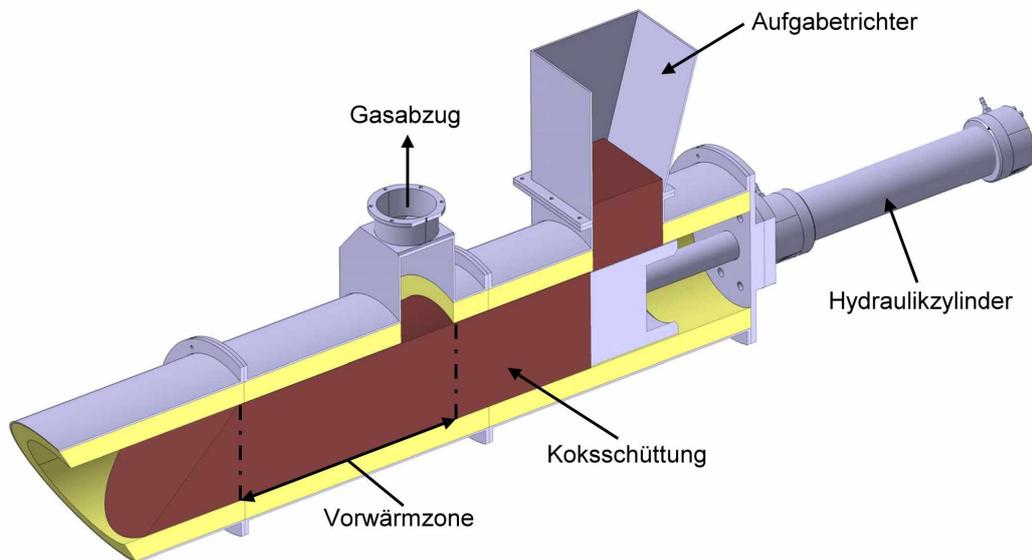


Abbildung 3.2: Kolbenhub

Der Förderkanal besitzt einen kreisförmigen Querschnitt mit einem lichten Durchmesser $D_i=300\text{ mm}$. Die Auslegung richtet sich dabei vor allem nach der Absicht ein möglichst homogenes Haufwerk mit zeitlich konstantem Hohlraumanteil zu erzielen. Aufgrund der breiten Streuung der Korngrößen des Kokes mit einem mittleren Korndurchmesser $d_m=60\text{ mm}$ soll der gewählte Innendurchmesser des rohrförmigen Förderkanals einen Kompromiss zwischen Querschnittgröße und der benötigten Länge des durchströmten Haufwerks ermöglichen. Bei Wahl eines geringeren Durchmessers sinkt das Verhältnis D_i/d_m ab und durch eine ungünstige Koksanordnung in der Vorwärmzone verlieren die Ergebnisse der Wärmeübertragung Abgas-Koks ihre Gültigkeit.

Das während der Reduktion der Zwischenschlacke entstehende Zn-CO-Abgas wird mithilfe des Zuführungsrohrs zur Koksschüttung geleitet, durchströmt diese und wird mittels Unterdruck abgezogen. Die Wärmeübertragung Abgas-Koks erfolgt in einem durchströmten Haufwerk. Die Koksvorwärmzone beginnt am Böschungsanfang und endet im Bereich des Gasabzugs. Die gewählte Länge bzw. Größe stützt sich dabei auf den in Kapitel 4 ermittelten Berechnungsergebnissen. Bei dem gewählten Innendurchmesser $D_i=300\text{ mm}$

zeigt eine durchströmte Länge $L=500\text{ mm}$ die besten Resultate. Die Kokstemperatur bei Verwendung einer Körnung von $d_m=60\text{ mm}$ kann nach dem Durchlaufen des Wärmeübertragers auf knapp unter 1200°C angehoben werden und die Gasaustrittstemperatur bleibt im Mittel mit 982°C über dem angestrebten unteren Temperaturgrenzwert. Eine großzügiger ausgelegte Vorwärmzone würde zu einem teilweisen Absinken der Abgasaustrittstemperatur unterhalb des Zn-Kondensationspunktes führen. Um der Problematik der hohen Abgastemperatur entgegenwirken zu können wird die Koksschüttung über den Gas-Abzug hinaus noch ein Stück verlängert. Dadurch sollte es möglich sein den hinteren Bereich der Anlage vor zu hohen Temperaturen schützen zu können.

Aufgrund der vergleichsweise geringen Fördermengen und der sehr schnellen Wärmeaufnahme der vom Abgas überströmten Koksstücke, muss nur eine kleine Koksschüttung bewegt werden. Je geringer das im Förderkanal befindliche Koksvolumen ist desto geringer fallen auch die Reibungswiderstände aus, welche vom Antrieb zu überwinden sind. Dennoch muss die Reibung zwischen dem Koks und der Rohrwand mit ihrer feuerfesten Auskleidung hoch genug sein, um eine komplette Auffüllung des Kreisquerschnitts entlang einer bestimmten Strecke zu ermöglichen. Um diese Einschätzung zu bestätigen und die im Entwurf vorgeschlagenen Förderart zu testen, wird das Verhalten des Haufwerks im Rahmen einer Versuchsserie überprüft.

Der erste Entwurf der Kokseinleitung in den InduCarb-Reaktor ist in Abb. 3.3 vergrößert dargestellt. Das Fördergut gelangt nach der Beschleunigung im Fallrohr, das aus mehreren geflanschten Segmenten besteht, über das Anschlussstück zum Trennkeil und von dort weiter in das braun eingezeichnete Koksbett. Die flüssige Zwischenschlacke wird mittig durch das senkrechte Leitrohr, welches den Übergang Flashreaktor-InduCarb bildet, in das Koksbett aufgegeben. Die gelben Flächen deuten die feuerfeste Auskleidung der Stahlkonstruktion an. In Rücksprache mit der zuständigen Firma GFG-Technik wurde als Material Korund mit einer Schichtdicke von 50 mm ausgewählt. Ein zentraler Abwurf der Koksstücke auf den Trennkeil soll durch eine im Zuleitungsrohr vorgesehene Führung vermieden werden. Die zwischen Schlackerohr und Keil angeordnete Schutzwand soll Schlackespritzer abhalten und gleichzeitig die Bewegungsrichtung des Koks einschränken. Die

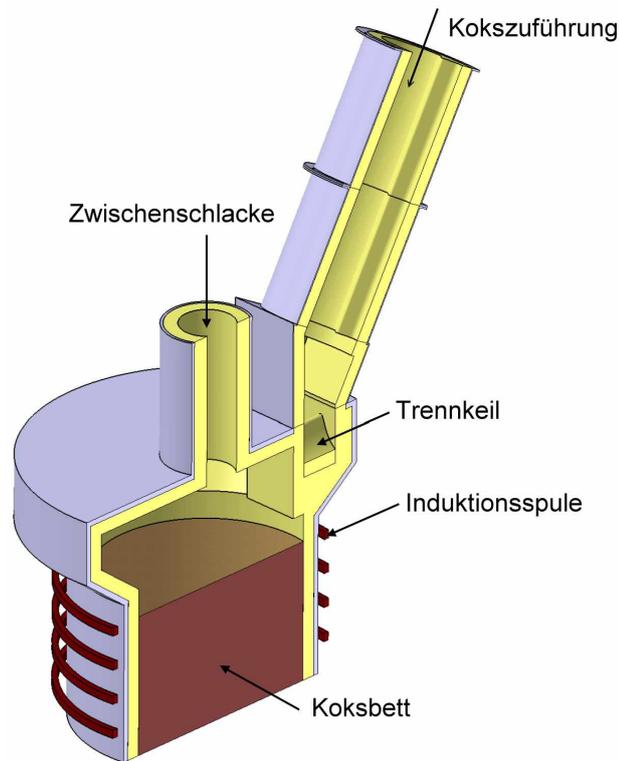


Abbildung 3.3: InduCarb

Rohrlänge gemeinsam mit dem Neigungswinkel sind die Parameter aus denen sich die Endgeschwindigkeit des Kokses zusammensetzt. Beide sollen durch entsprechende Rutschversuche so eingestellt werden, dass eine bestmögliche Verteilung der Koksstücke im Koksbett erreicht wird. Ebenfalls müssen noch detaillierte Aussagen über die endgültige Gestaltung der keilförmigen Trenneinrichtung in Verbindung mit der trichterförmigen Einleitungsfläche mithilfe eines Prüfstandes ausgearbeitet werden. Der Keil, hergestellt aus feuerfestem Material muss den Stößen der Koksstücke beim Aufprall gewachsen sein. Abb. 3.4 zeigt den ersten Entwurf des Trennkeils. Er besitzt eine Höhe von 200 mm , eine Breite von 300 mm und eine Tiefe von 150 mm .

Die Einbindung einer Doppelpendelschleuse an der Koksaufgabe ist ohne weiteres durchführbar, da Baugrößen mit einer Nennweite von $300\times 300\text{ mm}$ problemlos erhältlich sind.

Die wesentlichsten Vorteile der Fördervariante mit einem Förderstößel

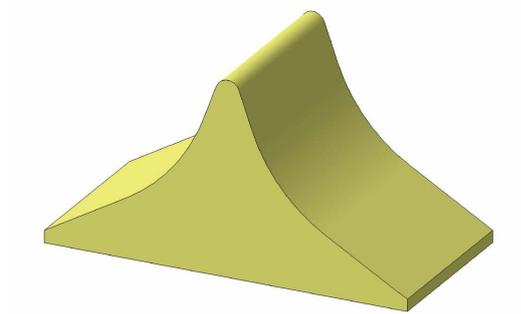


Abbildung 3.4: Schema des Trennkeils

lauten:

- kompakte Bauweise
- Einschränkungen in der Bauhöhe aufgrund des oberhalb angeordneten Flash-Reaktors stellen kein Problem dar.
- Durch den Verzicht auf den Einsatz einer Vielzahl von bewegten Bauelementen wird auf die hohen Prozesstemperaturen Rücksicht genommen.
- Gegenstromwärmeübertragung ermöglicht eine effiziente Ausnutzung der zur Verfügung stehenden Energie des Abgasstromes.

Jedoch ergeben sich auch aus diesem Lösungsvorschlag folgende Nachteile, die in der Entscheidungsphase berücksichtigt werden müssen:

- Es besteht die Gefahr von erhöhtem Abrieb beim Auftreffen der Koksstücke an der Trennvorrichtung.
- Das Verhalten des Kokshaufwerks muss erst mittels Versuchen erprobt werden.
- Je größer das durchströmte Haufwerk ist, desto größer ist auch der Reibungswiderstand.
- An der Koksauflage muss bereits eine Vordosierung stattfinden.

3.2 Koksbeschickung mit Glockenverschluss

3.2.1 Prinzip des Hochofengichtverschlusses

Zur Beschreibung der Prinzipien des Gichtverschlusses im Hochofenbau werden zwei häufig eingesetzte Bauarten herausgegriffen. Sie dienen als Vorlage für einen in ähnlicher Form umgesetzten Entwurf im nachfolgenden Unterkapitel.

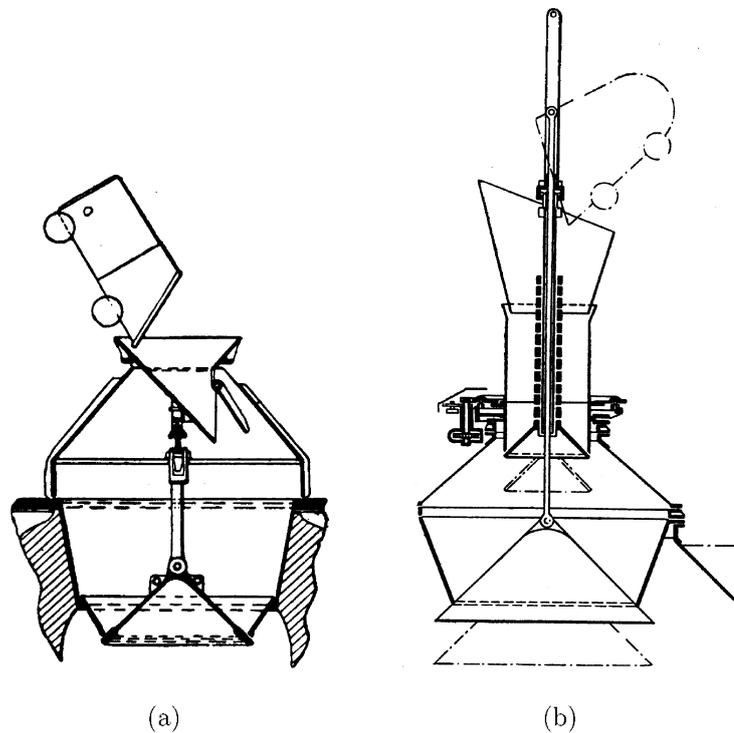


Abbildung 3.5: Abb. 3.5(a) zeigt den Aufbau des Gichtverschlusses nach Brown. Eine andere Variante mit Doppelglockenverschluss nach McKee ist in Abb. 3.5(b) dargestellt.

Der Gichtverschluss (Abb. 3.5(a)) nach Brown [8] ist ein Doppelverschluss, unten befindet sich ein Kegel, der das Ofeninnere von dem oberen Trichter abschließt. Durch Absenken dieses Kegels wird der Inhalt des unteren Verschlusses in den Ofen entleert. Der obere Verschluss wird durch einen unsymmetrischen Trichter mit seitlicher Klappe gebildet. Beim Entleeren der

Fördereinheit in diesen Trichter wird durch das Gewicht der Beschickungsstoffe die seitliche Klappe aufgedrückt und die Stoffe fallen sofort in den unteren Verschluss, worauf die Klappe durch ihr Eigengewicht zufällt. Für eine gleichmäßige Verteilung des Fördergutes über den Umfang des unteren Trichters, ist der obere Trichter drehbar um seine senkrechte Achse gelagert.

In ähnlicher Form funktioniert auch der McKee-Verschluss [8], dargestellt in Abb. 3.5(b). Er besitzt eine obere und untere Verschlussglocke die unabhängig voneinander bewegt werden. Die Stellung der oberen Verteilerglocke ist so geregelt, dass sie jedes Mal bei einer neuen Schüttung um einen 60°-Sektor weitergedreht wird.

3.2.2 Modifizierter Glockenverschluss

Abb. 3.6 zeigt einen auf die aktuelle Problemstellung übertragenen Konstruktionsansatz, wobei das gleiche grundlegende Prinzip des Brennstoffeintrags, gekennzeichnet durch den Glockenverschluss, wie bei Brown bzw. McKee angewendet wird.

Befindet sich der Trichter in der oberen Verschlussposition, kann eine vordosierte Fördergutmenge nach der Öffnung der mechanisch betätigten Pendelklappe (Abb. 3.6-Pos.1) in einen Zwischenraum aufgegeben werden. Nach dem Schließen der seitlichen Klappe wird der eingebrachte Koks durch einen oder mehrere rotierende Mitnehmer (Abb. 3.6-Pos.2) über den Umfang des Glockenverschlusses verteilt. Eine andere Möglichkeit wäre nicht jede einzelne Koksportion zu verteilen, sondern wie in Anlehnung an das McKee-Prinzip die darauf folgenden Schüttungen um einen bestimmten Bereich weitzuschieben und somit im Mittel das gleiche Ergebnis zu erzielen. Durch Absenken des Trichters (Abb. 3.6-Pos.3) gelangt der bis zu diesem Zeitpunkt noch auf Raumtemperaturniveau befindliche Koks auf direktem Weg in den InduCarb-Reaktor. Das Verbindungsrohr Flashreaktor-InduCarb (Abb. 3.6-Pos.4) ist im Vergleich zur Stößelbeschickung nach unten verlängert, wodurch die flüssige Zwischenschlacke erst an unterer Stelle in Kontakt mit der Koksschüttung tritt. Oberhalb des Beginns der Prozesszone befindet sich die ringförmige Vorwärmzone (Abb. 3.6-Pos.5). Das Abgas durchströmt wiederum das Haufwerk, sammelt sich in der ringförmigen Kammer und

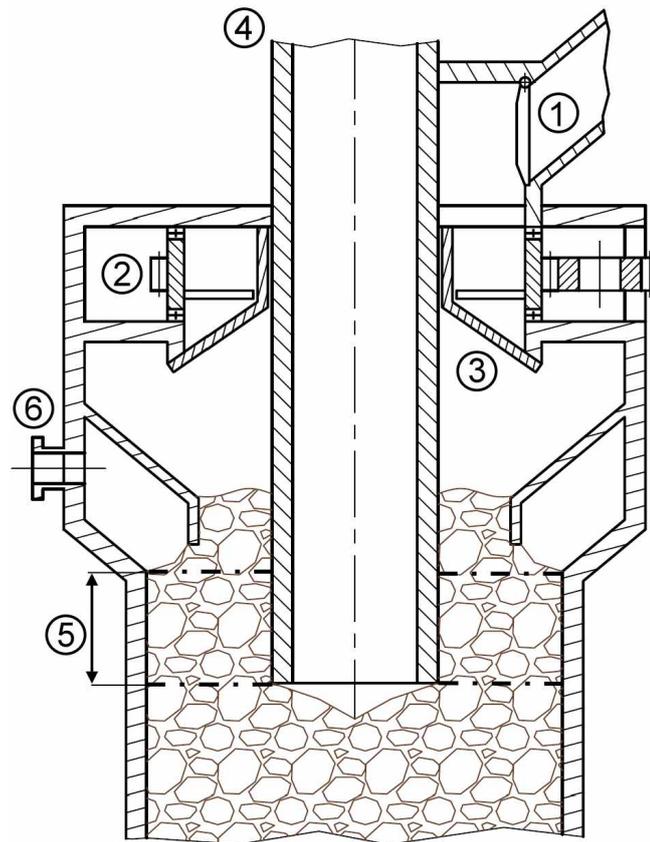


Abbildung 3.6: Zuführung durch Glockenverschluss

wird abgezogen (Abb. 3.6-Pos.6). Der nicht durchströmte Schüttraum soll die überschüssige Wärme aufnehmen und die Temperaturbelastung der Glockenführung verringern. Ein vorteilhafter Aspekt dieses Entwurfs ist die Tatsache, dass die Koksvorwärmung erst nach dem eigentlichen Beschickungsvorgang stattfinden kann. Weiters regelt sich der Koksnachschub in der dargestellten Kokschtüttung von selbst durch natürliches Nachrutschen bei Verbrauch.

Dieses Konzept bietet folgende Vorteile:

- Lösung ist Stand der Technik
- Gichtgasabzug erfolgt vor der Kokszuführung

- schonender Kokseintrag
- bessere Anfahrtdynamik

Nachteilig wirken sich aus:

- erheblich größere Bauhöhe
- vor der Pendelklappe wird ebenfalls eine Dosiervorrichtung benötigt
- Die Führung und Abdichtung des Glockenverschlusses ist problematisch

In einer Diskussionsrunde, gemeinsam mit Vertretern der Firmen Böhler Edelstahl GmbH & CO KG und Tribovent Verfahrensentwicklung GmbH, wurde jener Entwurf ausgewählt, der die Kokschargierung mittels Förderstößel vorsieht. Ausschlaggebend für diese Entscheidung waren der flexible Anlagenaufbau bei geringem Platzbedarf, sowie die damit verbundene Anpassungsfähigkeit der Anlage, durch Austausch einzelner Komponenten. Zudem lassen sich die wichtigsten Teile der Konstruktion, Funktion des Stößels und Koksabgabe, innerhalb eines Versuchsstands mit überschaubarem Aufwand nachbilden.

Der Glockenverschluss ermöglicht zwar einen schonenderen Fördervorgang des Kokes, jedoch wird infolge der heißen Schlacke des Zwischenrohr zu stark erhitzt, um eine sichere Führung des Glockenverschlusses zu ermöglichen.

Kapitel 4

Wärmeübertragung

Im folgenden Kapitel wird auf die Problematik der geforderten Kokserwärmung näher eingegangen und versucht durch mehrere numerische Berechnungsmodelle eine grundlegende Lösungsstrategie zu finden.

4.1 Einführung

Das Kernstück der zu entwerfenden Kokschargierungsanlage stellt die konstruktive Umsetzung der Koks vorwärmung dar. Das bei der Schlackenreduktion entstehende Abgas, welches sich praktisch ausschließlich aus Zn und CO zusammensetzt, beinhaltet dabei aufgrund seiner hohen Austrittstemperatur von 1600-1700°C ein hohes Maß an innerer Energie, die für den Zweck der Kokserwärmung genutzt werden kann. Mittels gezielter Führung des abströmenden heißen Abgases durch die zuströmende Koksfördermenge kann versucht werden, die Vorwärmung ohne Energiezufuhr von außen zu realisieren. Eine einfache Abschätzung der Enthalpieströme der beiden Stoffe bei maximaler Förderleistung der Anlage, siehe Abb. 4.1, verdeutlicht diesen Sachverhalt.

Dabei fließt der Wärmestrom \dot{Q} vom Medium mit der höheren Temperatur, dem Abgas, auf den kälteren Koks über. Die Endtemperaturen der beiden Stoffe $\vartheta_{res} = \vartheta_1'' = \vartheta_2''$ im thermischen Gleichgewichtszustand lassen sich mithilfe der abgegebenen Wärme \dot{Q}_1 und der aufgenommenen Wärme

\dot{Q}_2 gemäß Glg. 4.1 berechnen [9].

$$\dot{Q}_1 = \dot{m}_1 c_{p1} (\vartheta'_1 - \vartheta''_1) \quad \text{bzw.} \quad \dot{Q}_2 = \dot{m}_2 c_{p2} (\vartheta''_2 - \vartheta'_2) \quad (4.1)$$

Die Temperaturdifferenzen $\vartheta''_1 - \vartheta'_1$ bzw. $\vartheta''_2 - \vartheta'_2$ werden im weiteren Verlauf der Berechnung durch die Terme $\Delta\vartheta_1$ und $\Delta\vartheta_2$ ersetzt, wobei $\Delta\vartheta_1$ aufgrund der Temperaturabnahme des Abgasstroms einen negativen Wert annimmt. Unter der Bedingung, dass die Wärmeübertragung nur zwischen den beiden Stoffen stattfindet und keine Wärme verloren geht, gilt folgende Beziehung:

$$\dot{Q}_1 + \dot{Q}_2 = 0. \quad (4.2)$$

Mithilfe von Glg. 4.2 kann man die Temperaturzunahme $\Delta\vartheta_2$ ersetzen durch

$$\Delta\vartheta_2 = -\frac{\dot{m}_1 c_{p1}}{\dot{m}_2 c_{p2}} \Delta\vartheta_1 \quad (4.3)$$

Im thermischen Gleichgewicht besitzen beide Stoffe die gleiche Temperatur ϑ_{res}

$$\vartheta_{res} = \vartheta'_1 + \Delta\vartheta_1 \quad \text{bzw.} \quad \vartheta_{res} = \vartheta'_2 + \Delta\vartheta_2 \quad (4.4)$$

Durch Kombination der beiden Gleichungen und einsetzen von Glg. 4.3 in Glg. 4.4 ist es möglich, $\Delta\vartheta_1$ zu berechnen und in weiterer Folge auch die gesuchte Temperatur ϑ_{res} zu ermitteln.

$$\Delta\vartheta_1 = -\frac{\vartheta'_1 - \vartheta'_2}{1 + \frac{\dot{m}_1 c_{p1}}{\dot{m}_2 c_{p2}}}$$

Setzt man für eine erste Abschätzung die jeweiligen temperaturabhängigen Stoffwerte c_{p1} und c_{p2} bei mittlerer Temperatur $\vartheta_m = (\vartheta' + \vartheta'')/2$ ein, ergibt sich die in Abb. 4.1 dargestellt Endtemperatur von $1078^\circ C$.

Um die gewünschte Koks vorwärmung durchführen zu können, stehen unterschiedliche Ansätze zur Verfügung. So besteht beispielsweise die Möglichkeit, den Koks nur während der Zuführung über ein geneigtes Zuleitungsrohr dem heißen Abgasstrom auszusetzen und damit eine deutliche Steigerung der Kokstemperatur zu erreichen. Eine Alternative dazu stellt das durchströmte Haufwerk dar (Kapitel 4.4). Dabei handelt es sich um eine Koksschüttung,

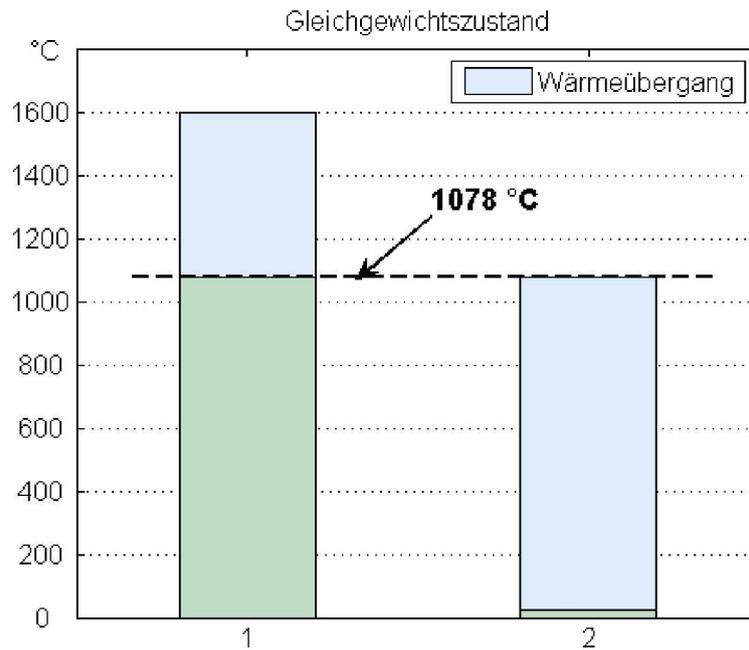


Abbildung 4.1: Temperatenausgleich

die ein definiertes Raumvolumen einnimmt und vom Abgasstrom in einer Richtung durchströmt wird. In beiden Fällen wird Wärme durch Konvektion an die Kokspartikel übertragen und die Energie von den Teilchen mitgeführt. Die Bewegung der Gasteilchen wird unabhängig von der Wärmeübertragung hervorgerufen, somit handelt es sich um eine erzwungene Strömung bzw. Konvektion. Eine weiterführende Beschreibung dieser Art der Wärmeübertragung findet sich in Kapitel 4.2.

Das Ziel der Wärmeübertragungsberechnung ist, eine Abschätzung über die Umsetzbarkeit und in weiterer Folge auch über die notwendigen Abmessungen der einzelnen Lösungsmöglichkeiten zu erhalten. Von entscheidender Bedeutung bei der Auslegung der Vorwärmzone ist vor allem die Einhaltung der gegebenen Randbedingungen. Dazu zählen der untere Grenzwert der Gichtgastemperatur nach dem Verlassen der Vorwärmzone und gleichzeitig auch die Forderung nach einer möglichst hohen Koksendtemperatur. Einerseits sollte die minimale Temperatur des Gichtgases, bestehend aus CO und Zn, keinesfalls den Kondensationspunkt des Zn von rund 906°C unter-

schreiten, um eine Phasenumwandlung in den flüssigen Zustand verhindern zu können. Andernfalls kommt es durch das Ausscheiden des Zn-Anteils zu unerwünschten Ablagerungen an den Leitungswänden und den Verlust des eigentlichen Fördergutes. Andererseits ist beim Kokseintrag in das induktiv beheizte Koksbett (InduCarb) eine möglichst hohe Kokstemperatur anzustreben, damit die auf das Koksbett fließende Schlacke aus dem Einschmelz-aggreat nicht erstarrt und der Reduktionsprozess ungestört ablaufen kann.

4.2 Berechnungsgrundlagen Gegenstrom

Als Basis für die thermische Berechnung des Aufheizprozesses wird das vorliegende System als Wärmeübertrager betrachtet. Sowohl bei der Kokserwärmung im Zuleitungsrohr als auch bei der Variante mit dem durchströmten Haufwerk durchströmt bzw. überströmt das CO-Zn-Abgas den Koks. Die Stoffführung erfolgt im Gegenstrom. Das bei der Schlackenreduktion entstehende Abgas steigt nach oben, wird aus dem InduCarb-Reaktor abgeführt und der benötigte Koks von der Oberseite des Reduktionsaggregates zugeführt. Auch wenn die beiden Stoffströme nicht wie ansonsten üblich durch eine feste Wand von einander getrennt sind, kann das vorliegende System näherungsweise als Gegenstromwärmeübertrager betrachtet werden.

Abb. 4.2 zeigt das Schema eines Wärmeübertragers mit den wichtigsten Beziehungen beider Stoffströme gemäß [10]. \dot{m}_1, \dot{m}_2 sind die vorliegenden Massenströme vom CO-Zn-Abgas bzw. vom Koks, \dot{W}_1, \dot{W}_2 sind die Wärmekapazitätsströme und $\vartheta_{1,2}$ die jeweiligen Temperaturen am Ein- und Austritt des Wärmeübertragers.

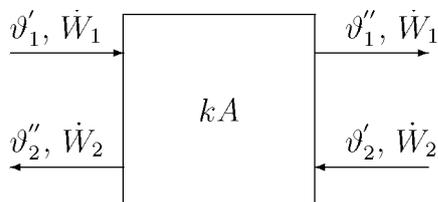


Abbildung 4.2: Schematische Darstellung eines Wärmeübertragers

Bezüglich der Wärmeübertragung mittels Gegenstromprinzip werden fol-

gende Annahmen getroffen:

- Adiabates System - kein Wärmeaustausch mit der Umgebung
- Stationärer Betriebszustand
- Kinetische und potentielle Energien werden vernachlässigt
- Es tritt keine Phasenänderung auf
- Die spezifischen Wärmekapazitäten und damit auch die Wärmekapazitätsströme bleiben konstant

Der zwischen den beiden Stoffen übertragene Wärmestrom \dot{Q} ist im Allgemeinen abhängig vom mittleren Wärmedurchgangskoeffizienten k , der zur Verfügung stehenden Austauschfläche A und der mittleren Temperaturdifferenz $\Delta\vartheta_m$. In unserem Fall ist jedoch kein Wärmedurchgang vorhanden, weil der Abgasstrom direkt durch den Koksstrom geführt wird und keine Wärmeleitung erfolgt. Somit ist es möglich k durch den mittleren Wärmeübergangskoeffizienten α_m zu ersetzen.

$$\dot{Q} = \alpha_m A \Delta\vartheta_m \quad (4.5)$$

Die mittlere Temperaturdifferenz ist abhängig von der jeweiligen Stoffführung des Wärmeübertragers und bei Gegenstromanlagen definiert durch:

$$\Delta\vartheta_m = \frac{\vartheta_1'' - \vartheta_2' - (\vartheta_1' - \vartheta_2'')}{\ln \frac{\vartheta_1'' - \vartheta_2'}{\vartheta_1' - \vartheta_2''}} \quad (4.6)$$

Mit Hilfe der Energiebilanzgleichungen im Wärmeübertrager lässt sich der übertragene Wärmestrom im stationären Zustand auch durch die Enthalpieänderungen beider Stoffströme ausdrücken:

$$\dot{Q} = \dot{m}_1(h_1' - h_1'') = -\dot{m}_2(h_2' - h_2'') \quad (4.7)$$

Zur Abkürzung führt wird der Wärmekapazitätsstrom \dot{W} eingeführt.

$$\dot{W}_i = \dot{m}_i c_{pm,i} \quad , \quad i = 1, 2 \quad (4.8)$$

Tritt keine Phasenänderung auf und ist der Druckabfall in Strömungsrichtung nur gering, kann die geringe Druckabhängigkeit der spezifischen Wärmekapazität vernachlässigt werden. Diese hängt somit nur mehr von der Temperatur ab. Aus Glg. 4.7 und Glg. 4.8 ergibt sich somit

$$\dot{Q} = \dot{W}_1(\vartheta'_1 - \vartheta''_1) = \dot{W}_2(\vartheta'_2 - \vartheta''_2) \quad (4.9)$$

Die Temperaturänderungen der beiden Stoffströme sind durch den ersten Hauptsatz der Thermodynamik Glg. 4.7 miteinander verknüpft und verhalten sich reziprok zum Verhältnis ihrer Wärmekapazitätsströme.

Weiters benötigt man für die Berechnung von Wärmeübertragern folgende dimensionslose Kennzahlen [10]:

- a) Dimensionslose Temperaturänderung der Stoffströme 1 und 2

$$P_1 = \frac{\vartheta'_1 - \vartheta''_1}{\vartheta'_1 - \vartheta'_2}$$

$$P_2 = \frac{\vartheta''_2 - \vartheta'_2}{\vartheta'_1 - \vartheta'_2}$$

wobei $0 \leq P_i \leq 1$.

- b) Anzahl der Übertragungseinheiten (Number of Transfer Units - NTU) der Stoffströme 1 und 2

$$NTU_1 = \frac{\alpha_m A}{\dot{W}_1}$$

$$NTU_2 = \frac{\alpha_m A}{\dot{W}_2}$$

wobei $0 \leq NTU_i \leq \infty$.

- c) Wärmekapazitätsstromverhältnisse

$$R_1 = \frac{\dot{W}_1}{\dot{W}_2}$$

$$R_2 = \frac{\dot{W}_2}{\dot{W}_1} = \frac{1}{R_1}$$

wobei $0 \leq R_i \leq \infty$.

Zur Berechnung von Temperaturfeldern im Apparat ist außerdem voraussetzen, dass der Wärmedurchgangskoeffizient bzw. der in unserem Fall benötigte Wärmeübergangskoeffizient konstant ist. Diese Voraussetzung ist nicht notwendig für die Berechnung von Austrittstemperaturen, wenn der nach Glg. 4.5 definierte mittlere Wärmeübergangskoeffizient verwendet wird.

In Tab. 4.1 ist die Gleichung für die reine Gegenstromführung angegeben. Dabei ist die dimensionslose Temperaturänderung P_1 als Funktion von NTU_1 und R_1 ausgedrückt. Nur in wenigen Fällen kann man diese Gleichung nach NTU_1 auflösen. Für die Auslegung des Wärmeübertragers muss daher in der Regel die Gleichung $P_1 = f(NTU_1, R_1)$ iterativ gelöst werden. Im Vergleich zum Gleichstrom benötigt der Gegenstrom bei vorgegebenen Werten von P die kleinsten NTU -Werte.

Stromführung	$P = f(NTU, R)$	Grenzkurve
Reiner Gegenstrom $R_i \neq 1, i = 1, 2$	$P_i = \frac{1 - \exp[(R_i - 1)NTU_i]}{1 - R_i \exp[(R_i - 1)NTU_i]}$	$P_{i\infty} = \begin{cases} 1 & R_i \leq 1 \\ \frac{1}{R_i} & R_i > 1 \end{cases}$

Tabelle 4.1: Gleichungen für Gegenstrom

Die rechte äußere Spalte von Tab. 4.1 zeigt den Grenzwert $\lim P_i$ für $NTU_i \rightarrow \infty$. Ist $R_i \leq 1$, so hat P_i den Charakter eines Wirkungsgrades. Die normierte Temperaturänderung des Stoffes, der den kleineren Wärmekapazitätsstrom hat, bezeichnet man daher auch als *Wirkungsgrad* oder *Effektivität des Wärmeübertragers*. Durch immer weiteres Vergrößern der Wärme übertragenden Fläche A kann die Temperaturdifferenz nur an einem Ende des Gegenstromsystems beliebig klein gemacht werden. So nähert sich beispielsweise für das Verhältnis $R_2 < 1$ die Austrittstemperatur des zu erwärmenden Stoffes 2, ϑ_2'' , bei zunehmenden Werten von NTU_2 der Eintrittstemperatur ϑ_1' an. Im Gegensatz dazu ist die Austrittstemperatur ϑ_1'' für $NTU_1 \rightarrow \infty$ durch den Grenzwert $\frac{1}{R_1}$ bestimmt und somit bleibt eine Temperaturdifferenz der beiden Stoffe am anderen Ende des Gegenstromwärmeübertragers bestehen.

4.2.1 Temperaturabhängigkeit der Stoffeigenschaften

Eine wichtige Voraussetzung für die Berechnung des Wärmeübergangs ist die Kenntnis der Stoffeigenschaften, die die übertragenen Wärmeströme wesentlich beeinflussen. Neben der spezifischen Wärmekapazität bei konstantem Druck c_p wird beispielsweise für die Bestimmung des Strömungszustandes mithilfe der Reynolds-Zahl die kinematische Viskosität ν des Gases benötigt. Auch die Dichte des Fluids ρ und die Wärmeleitfähigkeit λ werden für die Berechnung herangezogen. Auf die Beschreibung der die Strömungs- und Wärmeleitungsvorgänge kennzeichnenden Größen (z.B. Reynolds-Zahl) wird an dieser Stelle nicht genauer eingegangen und sondern Abschnitt 4.3 verwiesen. Alle diese Stoffeigenschaften sind thermodynamische Zustandsgrößen und hängen als solche vom thermodynamischen Zustand ab. Dabei ist die Veränderlichkeit mit der Temperatur besonders stark, während der Einfluss des Druckes im Allgemeinen gering ist. Im Zuge der Gegenstromberechnung wird nur die Temperaturabhängigkeit berücksichtigt und auf die Abhängigkeit der Stoffwerte vom Systemdruck verzichtet. Der Grund dafür liegt nicht nur in einer Vereinfachung der Berechnung sondern vor allem in der Schwierigkeit eine zuverlässige Abschätzung über die entstehenden Druckänderungen aufstellen zu können.

Informationen über die gesuchten Stoffwerte sind in der Literatur [10, 6] nur bei Temperatursprüngen von mindestens 100°C aufgelistet und brechen auch meist bei 1000°C ab. In die Berechnung müssen aber die Stoffeigenschaften bei der jeweiligen mittleren Temperatur $\vartheta_m = (\vartheta' + \vartheta'')/2$ im Wärmeübertrager eingesetzt werden, welche üblicherweise nicht mit den angegebenen Punkten übereinstimmen. Zur Lösung dieses Problems wird, mithilfe von MatLab, aus den vorhandenen Werten ein Polynom höheren Grades errechnet. Dadurch ist es möglich sich die gewünschten Werte bei beliebiger Temperatur ausgeben zu lassen. In den Abb. 4.3(a) - 4.3(d) kennzeichnen die blau markierten Stellen die Anhaltswerte aus der Literatur und der jeweilige grüne Verlauf setzt sich zusammen aus den Funktionswerten des Polynoms über der Temperatur.

1. Isobare spezifische Wärmekapazität c_p von Kohlenmonoxid in $\text{J}/(\text{kg K})$ bei einem Druck $p = 1 \text{ bar}$ in Abhängigkeit von der Temperatur.

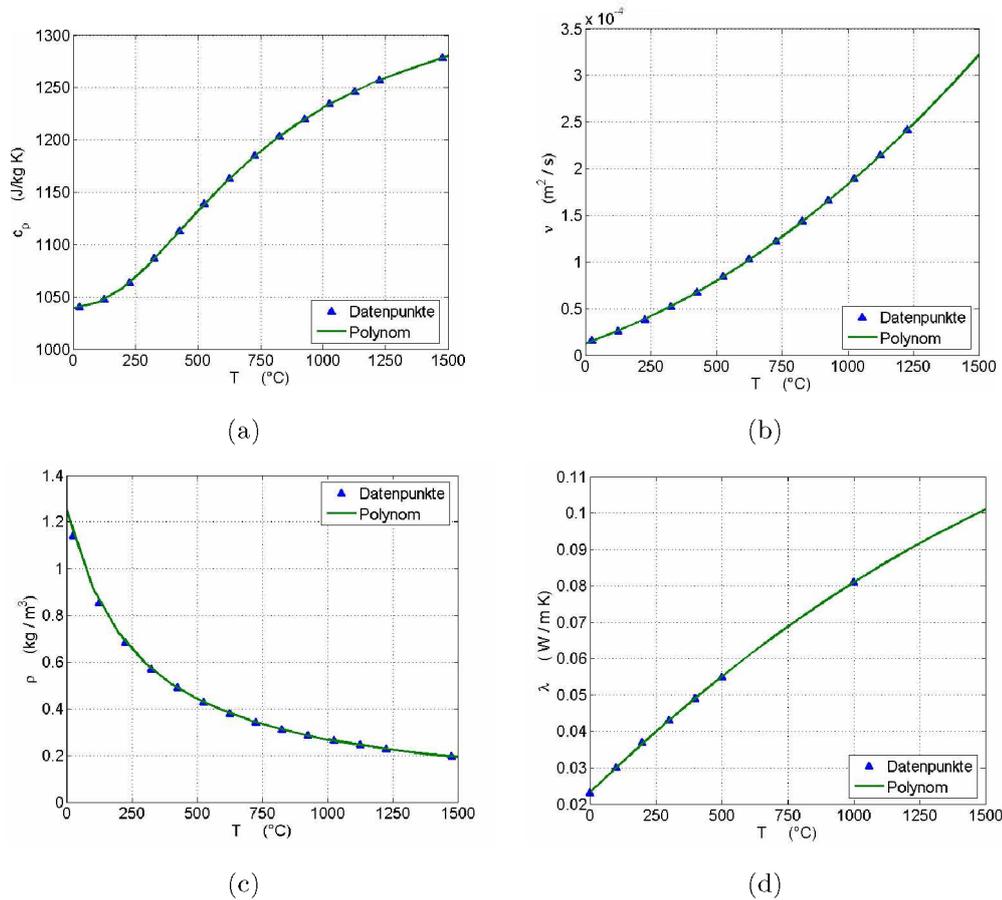


Abbildung 4.3: In Abbildung 4.3(a) ist die spezifische Wärmekapazität c_p von Kohlenmonoxid dargestellt, interpoliert über einen Temperaturbereich von 0 - 1500°C. In Abb. 4.3(b) und Abb. 4.3(c) sind die temperaturabhängigen Werte für die kinematische Viskosität ν und die Dichte ρ von CO eingetragen. Weiters ist in Abb. 4.3(d) der Verlauf der Wärmeleitfähigkeit λ , errechnet aus 7 Punktwerten, angegeben.

2. Kinematische Viskosität ν von Kohlenmonoxid in m^2/s beim Druck $p = 1 \text{ bar}$ in Abhängigkeit von der Temperatur.
3. Dichte ρ von Kohlenmonoxid in kg/m^3 beim Druck $p = 1 \text{ bar}$ in Abhängigkeit von der Temperatur.
4. Wärmeleitfähigkeit λ von Kohlenmonoxid in $W/(m K)$ bei einem Druck $p = 1 \text{ bar}$ in Abhängigkeit von der Temperatur.

4.2.2 Koksparameter

Neben der Bestimmung der temperaturabhängigen Stoffeigenschaften von CO, gilt es auch den zweiten an der Wärmeübertragung mitwirkenden Stoff, den Koks, zu charakterisieren.

Einteilung von Ruhr-Koks

Koks wird durch Hochtemperaturverkokung von Kokskohle hergestellt und durch technisches Sieben in unterschiedliche Kokssorten klassiert. Die Sortengrenzen sind in Tabelle 4.2 gemäß [6] festgelegt.

Bezeichnung der Kokssorte	Korngrenzen mm	Wassergehalt Gew.-%
Ruhr-Koks 1	100 bis 60	2 bis 5
Ruhr-Koks 2	60 bis 40	5 bis 8
Ruhr-Koks 3	40 bis 20	8 bis 12

Tabelle 4.2: Kokssorten und Wassergehalt

Versuche am InduCarb-Reaktor haben gezeigt, dass ein grobstückiger ungesiebter Koks im Vergleich zu feinkörnigeren Kokssorten hinsichtlich des Reduktionsprozesses bessere Ergebnisse liefert. Die im Betrieb verwendete Körnung ist in Abb. 4.4 graphisch dargestellt. Berücksichtigt man die in Tab. 4.2 festgelegten Sortengrenzen, so kann die eingesetzte Koksart als eine Mischung von Ruhr-Koks 1 und Ruhr-Koks 2 betrachtet werden. Nahezu 80% der verwendeten Koksartikel fallen in diesen Korngrenzenbereich.

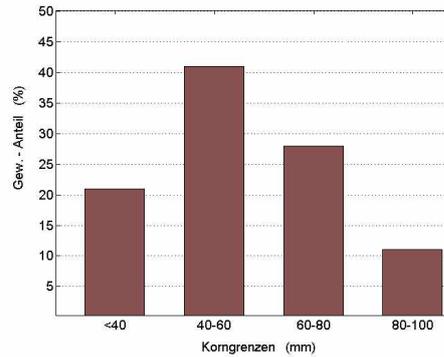


Abbildung 4.4: Körnung des eingesetzten Koks

Schüttdichte, Schüttwinkel und Korndichte

Durch die Einordnung des Koks in eine bestimmte Sortenklasse kann jetzt die Schüttdichte ρ_s , der Schüttwinkel β und die Korndichte ρ_K des Koks ermittelt werden.

- Die Schüttdichte ρ_s ist der Quotient aus der Masse des in einen Behälter geschütteten Brennstoffs und dem Volumen des Behälters. Sie wird in kg/m^3 angegeben und ist abhängig vom Wassergehalt, vom Kornungsaufbau als auch von den Untersuchungsbedingungen die in DIN 51 705 (425) festgelegt sind. Für Ruhr-Koks der Sorten 1 und 2 liegt die Schüttdichte im Bereich von $\rho_s = 420 - 530 kg/m^3$.
- Als Schüttwinkel wird der Winkel zwischen der Horizontalen und der Böschung des aufgeschütteten Fördergutes bezeichnet. Er liegt bei bewegtem Fördergut bei ca. 35° und hat im Ruhezustand einen Wert von 45° .
- Die Korndichte ρ_K ist der Quotient aus Masse und Volumen der einzelnen Koksstücke. Sie wird auch als *scheinbare Dichte* oder *Rohdichte* bezeichnet. Alle Sorten von Ruhrkoks besitzen eine Korndichte von $0,93 - 1,00 g/cm^3$.

Die angegebene Korndichte bezieht sich auf das gesamte Kornvolumen. Bei Koks wird, wie in folgender Abbildung gezeigt, unterschieden in:

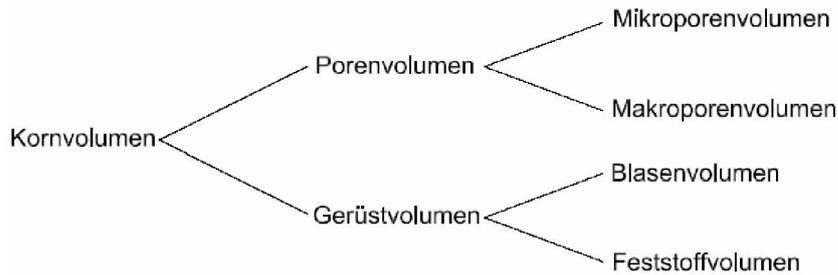


Abbildung 4.5: Zusammensetzung des Kornvolumens

Porosität

Die Porosität P ist das Volumen der Poren und Blasen bezogen auf ein Kornvolumen von 100, ausgedrückt in Prozent. Die Porosität von Ruhrkoks schwankt üblicherweise zwischen 48 bis 53 Vol.-%.

Wärmekapazität

Zur Bestimmung des Wärmekapazitätsstroms von Koks muss die spezifische Wärmekapazität c_p bekannt sein. Die in Tab. 4.3 eingetragenen Werte für $c_{p(waf)}$ wurden aus dem Ruhrkohlen Handbuch entnommen und gelten für den nicht wasser- und aschehaltigen Brennstoff. Die Umrechnung der Anhaltswerte erfolgt mithilfe einer linearen Beziehung. Ein steigender Anteil von Asche und Wasser und somit ein geringerer Kohlegehalt im Brennstoff führt zu einer deutlichen Veränderung der spez. Wärmekapazität. Die bei der Reduktion im Hochofen eingesetzte Koksart hat Messungen zufolge einen Aschegehalt von 9,15 Gew.-% und einen nach Tab. 4.3 mittleren Wasseranteil von rund 5 Gew.-%. Nach Einsetzen in die Umrechnungsformel ergeben sich die in Spalte 3 ersichtlichen Werte.

4.3 Kokserwärmung im Zuführungsrohr

Die einfachste Möglichkeit die benötigte Koksvorwärmung zu erzielen ist, den Koks gleich direkt während der Zuführung, in einem dafür vorgesehenen Zuleitungsrohr, vom zirka 1600°C heißen Abgas überströmen zu lassen und so

Messtemperatur °C	$c_{p(waf)}$ J/(kg K)	$c_{p(roh)}$ J/(kg K)
100	800	960
500	1260	1360
1000	1510-1590	1570-1640
1200	1590-1670	1640-1710

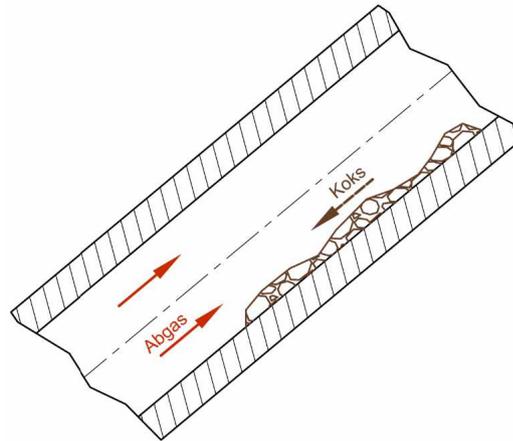
Tabelle 4.3: Spezifische Wärmekapazität c_p von Koks

Abbildung 4.6: Koks- und Abgaszuführung durch Zuleitungsrohr

Wärme zuzuführen. Es ist dabei ein direkter Kontakt der beiden Stoffströme gegeben, weil eine trennende Zwischenwand infolge der hohen Temperatur einen zu großen fertigungstechnischen Aufwand erfordern würde und kaum Vorteile bringt. Einzig ein Mitreißen von kleinen Kokspartikeln könnte auf diesem Weg verhindert werden.

Abb. 4.6 zeigt den Koxsmassenstrom, der über eine geneigte Ebene Richtung InduCarb rutscht und den Abgasstrom, der in Gegenrichtung nach oben abgezogen wird. Um eine Aussage über die Effektivität dieser ersten Variante ableiten zu können, muss mittels der Wärmeübertragungsberechnung im Gegenstromprinzip bestimmt werden, in welchem Maß sich der Koks während seines Abgleitvorgangs in einem Zuführungsrohr unbestimmter Länge aufheizen lässt. Die wichtigsten Parameter dabei für die Berechnung sind die:

- Größe und Form der Koksstücke

- Gleitgeschwindigkeit der Kokspartikel v_k
- Länge des Zuführungskanals L

Die Größe und die Form der einzelnen Koksstücke muss berücksichtigt werden, weil dadurch die Oberfläche, die für die Wärmeübertragung zu Verfügung steht, bestimmt wird. Da die Größenverteilung der Koksstücke einer starken Streuung unterworfen ist und auch die Form nicht genau definiert werden kann, muss im Zuge der Berechnung auf eine vereinfachte Form zurückgegriffen werden. Betrachtet man die unterschiedlichen Geometrien so kann in den meisten Fällen als Kompromiss eine Kugelform der Koksstücke angenommen werden. Für den mittleren Durchmesser d_{mk} der Kugeln werden infolge der Grobstückigkeit der Schüttung 60 mm angesetzt. Wobei der Durchmesser d_{mk} im späteren Verlauf noch variiert wird, um diesen Größeneinfluss aufzeigen zu können. Unter der Gleitgeschwindigkeit ist die mittlere Geschwindigkeit über die Rohrlänge zu verstehen, weil die Koksstücke durch die herrschende Schwerkraft nach unten beschleunigt werden. Sie kann mithilfe des Neigungswinkels, der für das Schüttgut Koks mindestens 40° betragen sollte, verändert werden. Der Länge des Zuführungskanals sind natürlich Grenzen gesetzt. Zum Einen erhöhen sich mit zunehmender Länge die Wärmeverluste und zum Anderen auch die mittlere Gleitgeschwindigkeit des Kokses, welche, wie zuvor angesprochen, möglichst gering sein sollte.

Für die numerische Berechnung der Wärmeübertragung wurde MatLab verwendet. MatLab ist eine leistungsfähige Sprache für technische Anwendungen und integriert neben der eigentlichen Berechnungsumgebung auch Tools zur graphischen Darstellung der Ergebnisse und die Möglichkeit zur Programmierung [11]. Das Erstellen von Programmschleifen zur Durchführung von Iterationen und die einfache Änderungsmöglichkeit der Eingabegrößen sind weitere Gründe für den Einsatz dieses Programms. Die nachfolgenden Code-Zeilen sind Bestandteil eines sogenannten *M-File* mithilfe dessen der Programmablauf der Gegenstromberechnung festgelegt wird.

```
%Definition der Eingangsgrößen  
T_1E=1600; T_2E=25;      % [°C]
```

```
D_i=0.3;                %[m]
A=D_i^2/4*pi;          %[m^2]
d_mk=0.06;             %[m]
l_Rohr=2;              %[m]

%resultierende Endtemperatur des Abgasstroms nach Gegenstromprinzip
TV_1A=zeros(5,1);
TV_2A=zeros(5,1);
t_bez=zeros(1,5);

step=0.25;             %Festlegen der Schrittweite

for n=1:6               %For-Schleife für unterschiedl. Rohrlängen

    v_k=n*step;
    t_bez(n,1)=1550;
    counter=1;

while counter < 5      %5 Iterationsschritte für t_bez

    % Aufrufen der Stoffwerte aus anderen m-Files
    syms x1
    syms x2
    syms x3
    syms x4
    [p_nuCO,p_cpCO,p_rhoCO,p_lambdaCO]=StoffCO(x1,x2,x3,x4);

    nuCO=polyval(p_nuCO,t_bez(n,counter));
    cpCO=polyval(p_cpCO,t_bez(n,counter));
    rhoCO=polyval(p_rhoCO,t_bez(n,counter));
    lambdaCO=polyval(p_lambdaCO,t_bez(n,counter));

    %Berechnung der Kugelfläche
    O_k=d_mk^2*pi;          %[m^2]
    V_k=4/3*(d_mk/2)^3*pi;  %[m^3]
    %Dichte von Koks
```

```

rho_koks=1000;                                %[kg/m^3]
%spez. Wärmekapazität bei 100°C
cpKoks=0.8e3;

%Berechnung der Strömungsgeschwindigkeit
V1=575;
Vbez=V1*t_bez(n,counter)/(273+0)/3600;    %[Nm^3/s]
w=Vbez/A                                    %[m/s]

%Massenströme
V1=575;                                       %[Nm^3/h]
m1=V1*1000/22.4*30/1000;                     %[kg/h] COZn-Abgas
Anzahl_k=1;                                  %Anzahl Kokspartikel
m2_k=Anzahl_k*V_k*rho_koks*v_k/l_Rohr*3600    %[kg/h] Koks

%Wärmekapazitätsströme
W1=m1*cpCO/3600;                            %[J/s K] Massenströme in [kg/s]
W2=m2*cpKoks/3600;
W2=m2_k*cpKoks/3600;                        %[J/s K]

%Austauschfläche
A_k=Anzahl_k*0_k                            %[m^2]

%Wärmeübergangskoeff für den überströmten kugelförmigen Partikel
aCO=lambdaCO/(rhoCO*cpCO);
Re=w*d_mk/nuCO;
Pr=nuCO/aCO;

Nu_lam=0.664*sqrt(Re)*(Pr^(1/3));
Nu_turb=0.037*(Re^0.8)*Pr/(1+2.443*(Re^-0.1)*(Pr^(2/3)-1));
Nu_ek=2+sqrt(Nu_lam^2+Nu_turb^2)
alpha_k=Nu_ek*lambdaCO/d_mk;                % für Einzelpartikel

%Berechnung der dimensionslosen Temperaturänderung P1
R1=W1/W2;
NTU1=((alpha_k*A_k)/W1);

```

```

P1=(1-exp((R1-1)*NTU1))/(1-R1*exp((R1-1)*NTU1));

T_1A=T_1E-P1*(T_1E-T_2E);           % Austrittstemp Abgas
T_2A=R1*P1*(T_1E-T_2E)+T_2E;       % Austrittstemp Koks

t_bez(n,counter+1)=(T_1E+T_1A)/2;   % Bezugstemp errechnen
counter=counter+1;

end
end

```

Im ersten Schritt werden die Eintrittstemperaturen der beiden Stoffe mit $T_{1E} = 1600^\circ C$ für das Abgas und $T_{2E} = 25^\circ C$ Raumtemperatur für den Koks festgelegt. Der Innendurchmesser D_i des Zuführungsrohrs beträgt $0,3 m$. Er sollte diesen Wert nicht unterschreiten, um das Auftreten von einer etwaigen Verklebung des Fördergutes ausschließen zu können. Zusätzlich steigt mit geringer werdendem Innendurchmesser die Strömungsgeschwindigkeit des CO-Zn-Gases an, was eine höhere Widerstandskraft zur Folge hat, die entgegen der Bewegungsrichtung des Koks wirkt.

Durch Anpassung der beiden Einflussgrößen L und v_k kann jetzt, wie zuvor angedeutet, die Austrittstemperatur des herabrutschenden Kokes verändert werden. Das heißt, um eine möglichst hohe Endtemperatur erzielen zu können, muss die Gleitgeschwindigkeit der Koksstücke so niedrig wie möglich eingestellt werden und die dabei zurückgelegte Weglänge großzügig bemessen sein. Dadurch kann die Verweilzeit des Kokes im Rohr angehoben werden, womit dem heißen Abgas mehr Zeit bleibt, seine Wärme abzugeben. Die mittlere Geschwindigkeit v_k startet bei einem geringen Wert von $0,25 m/s$, wird nach jedem Programmdurchlauf kontinuierlich um weitere $0,25 m/s$ erhöht und erreicht maximal eine Größe von $1,5 m/s$. Auch wenn die Startgeschwindigkeit der Berechnung $v_k=0,25 m/s$ für den Koksdrucklauf eines 1 bis 2 m langen Rohres als zu gering eingeschätzt werden kann, soll sie helfen die Grenzen der Koksaustrittstemperatur aufzuzeigen.

Die Stoffwerte ν , c_p , ρ und λ für Kohlenmonoxid richten sich nach der mittleren Fluidtemperatur t_{bez} , die sich aus der Eintritts- und Austrittstemperatur des Gases errechnet und insgesamt fünf Iterationen durchläuft. Tab.

Bezugstemperatur in °C			
Annahme	1.Iteration	2.Iteration	3.Iteration
1550	1598	1597	1597

Tabelle 4.4: Nötige Iterationsschritte zur Bestimmung von t_{bez}

Element	Molmasse g/mol
C	12.011
O	15.999
CO gesamt	28.010

Tabelle 4.5: Molmasse von Kohlenmonoxid

4.4 zeigt aber, dass sich bereits nach dem zweiten Iterationsschritt keine Änderung mehr einstellt. Dabei werden die benötigten Angaben der Stoffeigenschaften aus einem anderen M-File hereingeladen, in welchem die einzelnen Werte für unterschiedliche mittlere Temperaturen t_{bez} gespeichert sind.

Zur einfachen Darstellung des Aufheizvorgangs wird das Verhalten eines einzelnen Koksstücks $Anzahl_k = 1$ betrachtet. Für die Bestimmung des Koksmassenstromes werden neben der Dichte ρ und dem Volumen V_k auch die Gleitgeschwindigkeit v_k und die Rohrlänge L herangezogen. Die Austauschfläche, die für die Wärmeübertragung zur Verfügung steht, ist definiert durch die Oberfläche des Koksstücks.

Dem entstehenden Abgas-Volumenstrom \dot{V} wird der Betriebszustand mit dem höchsten Koksbedarf für die Reduktion der Zwischenschlacke und Aufkohlung der entstehenden Fe-Legierung zugrunde gelegt. \dot{V} beläuft sich unter dieser Voraussetzung aus der stöchiometrischen Berechnung auf eine Menge von ca. $575 \text{ Nm}^3/\text{h}$.

Nach Avogardos Prinzip nimmt das molare Volumen der meisten Gase, darunter auch CO, unter Standardbedingungen ein Volumen von $22,4 \text{ l}$. In Tab. 4.5 wird die Masse von einem Mol Kohlenmonoxid aufgezeigt. Durch Berücksichtigung der Molmasse und des molaren Volumens kann aus dem angegebenen Volumenstrom \dot{V} der resultierende Massenstrom \dot{m}_1 von 770 kg/h errechnet werden.

Der Wärmeübergang wird durch Strömungs- und Wärmeleitungsvorgänge bestimmt. Diese Vorgänge können durch Differentialgleichungen beschrieben werden. Es sind jedoch bisher nur einfache Fälle rechnerisch lösbar. Infolgedessen ist eine experimentelle Ermittlung des Wärmeübergangskoeffizienten erforderlich. Durch die Vielzahl von Einflussgrößen ist es ausgeschlossen, sämtliche Möglichkeiten durch Versuche zu erfassen. Man überträgt daher an bestimmten Modellen gewonnene Ergebnisse auf physikalisch ähnliche Objekte und bestimmt daraus den eigenen gesuchten Wärmeübergangskoeffizienten. Nach *Nußelt* kann durch die Zusammenfassung mehrerer Einflussgrößen - geometrische Größen, Geschwindigkeit, Temperatur und Stoffwerte des Fluids - zu dimensionslosen Kenngrößen die Anzahl der Parameter verringert und Probleme übersichtlicher gemacht werden.

Die dimensionslose Form des Wärmeübergangskoeffizienten trägt die Bezeichnung *Nußelt-Zahl* [12].

$$Nu = \frac{\alpha l}{\lambda} \quad (4.10)$$

Gelingt es die Nußelt-Zahl Nu zu ermitteln, so kann der Wärmeübergangskoeffizient α berechnet werden Glg. 4.10, denn der Wärmeleitungskoeffizient λ des Fluids und die konstruktive Länge l sind als bekannt vorauszusetzen. Die charakteristische Länge l ist in unserem Fall bei der überströmten Kugel der mittlere Durchmesser d_{mk} . Die Nußelt-Zahl hängt wiederum von anderen dimensionslosen Kenngrößen ab. Bei *erzwungener Konvektion* gilt die Beziehung

$$Nu = f(Re, Pr)$$

Die Reynolds-Zahl Re beschreibt den im Rohr vorhandenen Strömungszustand. Sowohl bei erzwungener als auch bei freier Konvektion, wie sie beispielsweise bei einem Raumheizkörper auftritt, ist bei *turbulenter Strömung* der Wärmeübergang besser als bei laminarer Strömung. Die turbulente Mischbewegung begünstigt den Energieaustausch. Bei Strömungen im Rohr bildet sich unterhalb von $Re = 2300$ mit Sicherheit eine laminare Strömung aus. Dann folgt ein Übergangsbereich bis zu $Re = 10000$, in dem die Strömungsform ständig zwischen laminar und turbulent wechselt. Bei $Re > 10000$ ist im Rohr eine turbulente Strömung zu erwarten.

$$Re = \frac{w d_{mk}}{\nu} \quad (4.11)$$

Die Nußelt-Zahl und damit der Wärmeübergangskoeffizient α wachsen mit der Reynolds-Zahl. Das bedeutet eine Verbesserung des Wärmeübergangs bei höherer Geschwindigkeit w .

$$Pr = \frac{\nu}{a} \quad a = \frac{\lambda}{\rho c_p} \quad (4.12)$$

Die Prandtl-Zahl Pr enthält die Stoffwerte des Fluids und errechnet sich durch den Quotient aus der kinematischen Viskosität und der Temperaturleitfähigkeit des Abgases. Die empirische Gleichung für die mittlere Nußelt-Zahl einer überströmten Kugel nach [13] lautet:

$$Nu_m = 2 + (Nu_{m,lam}^2 + Nu_{m,turb}^2)^{1/2} \quad (4.13)$$

mit

$$Nu_{m,lam}^2 = 0,664 Re^{1/2} Pr^{1/3} \quad (4.14)$$

und

$$Nu_{m,turb}^2 = \frac{0,037 Re^{0,8} Pr}{1 + 2,443 Re^{-0,1} (Pr^{2/3} - 1)} \quad (4.15)$$

In Abb. 4.7 ist Glg. 4.13 allgemein für Gase und Flüssigkeiten bei unterschiedlichen Reynolds- und Prandtl-Zahlen dargestellt. Nach Einsetzen der berechneten dimensionslosen Kenngrößen $Re = 2250$ und $Pr = 0,91$ aus Glg. 4.11 und Glg. 4.12 ergibt sich eine mittlere Nußelt-Zahl von $Nu_m = 37,1$. Die Größenordnung von Nu_m kann auch aus Abb. 4.7 abgelesen werden.

Die Berechnungsergebnisse für die resultierende Kokstemperatur ϑ_2'' nach dem Durchlaufen des Zuführungsrohres sind in Abb. 4.8 dargestellt. Es lässt sich erkennen, dass die Vorgabe von $1000^\circ C$ mithilfe dieser Art der Vorwärmung nicht erreicht werden kann. Selbst bei der sehr geringen Koksgeschwindigkeit von $0,25 m/s$ und einer Rohrlänge von $2 m$ liegt ϑ_2'' bei einem Maximalwert von $123^\circ C$. Die Koksendtemperaturen bei Verwendung eines kürzeren Rohres fallen entsprechend der kürzeren Verweilzeit geringer aus. Proportional zur Geschwindigkeit v_k des Kokses steigt auch der dazugehörige Koks-massenstrom an. Als Folge sinkt das Verhältnis der Wärmekapazitätsströme R_1 , weil \dot{W}_2 des Feststoffes direkt von \dot{m}_2 abhängt. Das heiße Abgas müsste

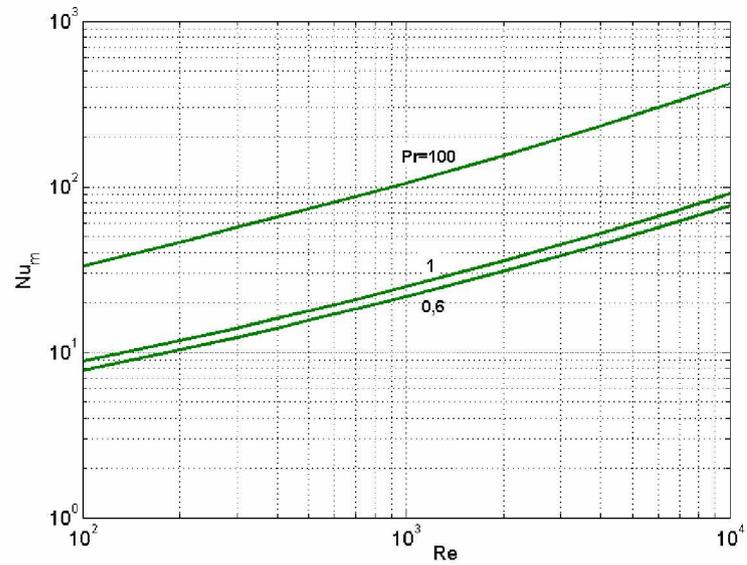
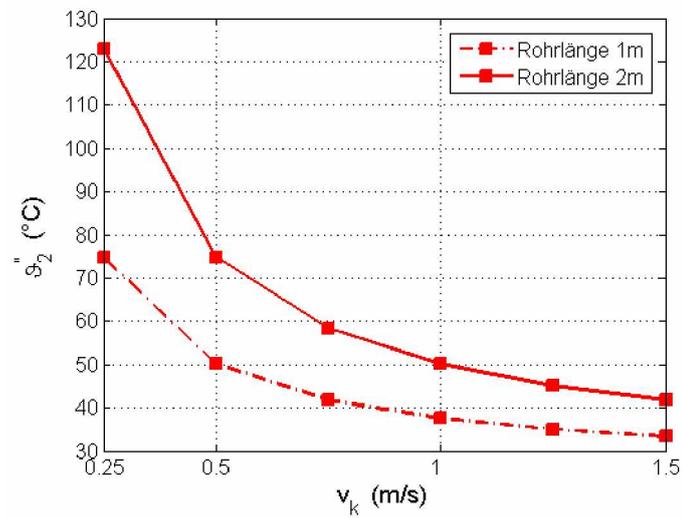
Abbildung 4.7: Ermittlung von Nu für $10^2 < Re < 10^4$ gemäß Glg. 4.13

Abbildung 4.8: Erwärmung eines Koksstücks

dadurch mehr Wärme auf den Koksstrom übertragen, um die gleiche Endtemperatur ϑ_2'' zu erreichen. Weil aber die Länge der Koksvorwärmungszone konstant bleibt, ist dies nicht möglich und der Koks kann sich nicht in dem Maße erhitzen wie das bei geringerer Geschwindigkeit bzw. kleinerem Wärmekapazitätsstrom der Fall war. Eine weitere Verlängerung des Zuführungsrohres hätte, wie bereits erwähnt, infolge der höheren mittleren Gleitgeschwindigkeit der Koksstücke keinen positiven Einfluss auf das System.

Will man die Forderung nach einer möglichst hohen Koksendtemperatur erfüllen, muss auf die andere Variante, wo die Wärmeübertragung mittels eines durchströmten Haufwerks erfolgt, zurückgegriffen werden.

4.4 Kokserwärmung im durchströmten Haufwerk

Nach [12] versteht man unter einem Haufwerk die geordnete oder regellose Anordnung von Einzelkörpern verschiedener Form. Der Grund für die Wahl dieser Art der Kokserwärmung ist die Möglichkeit große Wärmeströme bei geringem Platzbedarf bzw. Raumvolumen zu übertragen. Experimentelle Untersuchungen von Gillespie [14] haben gezeigt, dass der Wärmeübergangskoeffizient α wegen der häufigen Verwirbelungen der Strömung in einer Schüttung deutlich größer als jener einer umströmten Einzelkugel ausfällt.

In Abb. 4.9 ist die gedachte Ausführung der Koksvorwärmzone dargestellt. Sie beginnt am Böschungsanfang und endet im Bereich des Abzuges, wohin das zinkhaltige Abgas für den weiteren Verarbeitungsprozess mittels Unterdruck umgelenkt wird. Die Koksschüttung, welche nach bestimmten Zeitintervallen durch den Förderstößel weiterbewegt wird, nimmt Wärme vom durchströmenden Abgas auf. Durch die pulsierende Förderung stellt sich ein festgelegter Koksmassenstrom ein, der gewichtigen Einfluss auf die Gegenstromerwärmung hat. Ziel der Berechnung ist es, unter Einhaltung der gegebenen Koksströme von $\dot{m}_{max} = 385 \text{ kg/h}$ und $\dot{m}_{min} = 211 \text{ kg/h}$, die optimale Auslegungslänge des Vorwärmkanals für hohe Kokstemperaturen nach dem Aufheizvorgang zu ermitteln. Wiederum ist als einschränkender Faktor der untere Grenzbereich der Abgastemperatur zu sehen, der zwi-

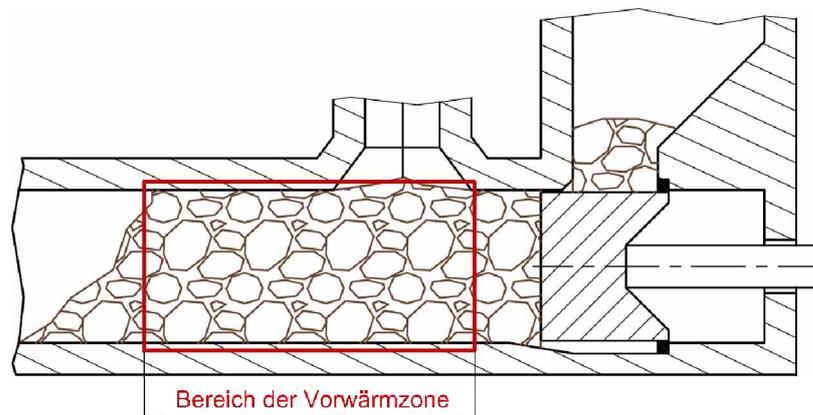


Abbildung 4.9: Koksvorwärmzone

schen $950\text{-}1000^\circ\text{C}$ liegt und nicht unterschritten werden darf. Bevor auf die Wärmeübertragung im Haufwerk genauer eingegangen wird, müssen zuvor noch die Wärmeverluste im durchströmten Zuführungsrohr bestimmt werden. Infolge der Wärmeabgabe an die Umgebung sinkt die Gastemperatur beim Eintritt in das Haufwerk auf einen Wert ab, der deutlich geringer als die im InduCarb-Reaktor herrschende Temperatur von 1600°C sein sollte.

4.4.1 Wärmeverlust im Zuleitungsrohr

Der Abgasstrom, entstanden aus der Schlackenreaktion, muss zunächst das geneigte Zuleitungsrohr für die Kokszuführung durchlaufen, um zur Koksvorwärmzone zu gelangen. Dabei geht Wärme vom Abgasstrom, mit einer Rohreintrittstemperatur von ca. 1600°C , an die mehrschichtige Rohrwand über, wird in der Wand weitergeleitet und geht von der Außenseite des Rohrkanaals auf die Umgebungsluft über. Die Wärmeverluste sind im wesentlichen abhängig von:

- der Rohrlänge L
- dem lichten Durchmesser und den Schichtdicken δ_1 und δ_2
- der Temperatur des Abgasstromes ϑ_1 und der Umgebung ϑ_2
- den Stoffeigenschaften des CO-Abgases und der Umgebungsluft

- den Strömungsverhältnissen
- der Wärmeleitfähigkeit λ der einzelnen Schichten

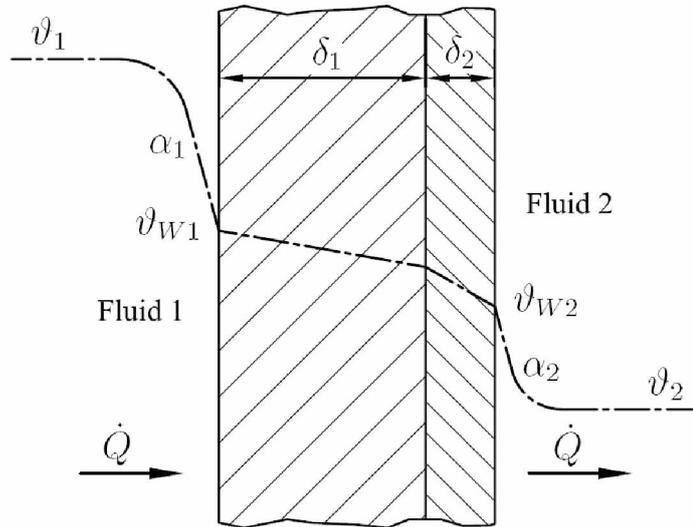


Abbildung 4.10: Wärmedurchgang im 2-schichtigen Rohr

Die Abb. 4.10 soll den Wärmedurchgang, gekennzeichnet durch eine Hintereinanderschaltung von Wärmeübergangs- und Wärmeleitungsvorgängen, verdeutlichen. Welche Rohrlänge L letztendlich für eine gleichmäßige Verteilung der Koksstücke über den Umfang des Reduktionsaggregates benötigt wird, kann erst mithilfe der Rutschversuche (Kapitel 5) ermittelt werden. Deswegen wird im Rahmen der Wärmeverlust-Berechnung ein Bereich von 0,5 bis 3 m betrachtet. Der Innendurchmesser des Zuführungsrohres bleibt unverändert, siehe Koksvorwärmung im Zuführungsrohr, mit $d_i = 30 \text{ cm}$ bestehen.

Der Berechnung wird der stationäre Zustand zu Grunde gelegt, weil die Temperatur der Umgebungsluft aufgrund der gegebenen räumlichen Situation als konstant betrachtet werden kann $\vartheta_2 = \textit{konstant}$. Der Wärmestrom \dot{Q} wird aufgrund des Temperaturunterschieds $\vartheta_1 - \vartheta_2$ zunächst durch erzwungene Konvektion vom Fluid 1 an die Innenschicht der Rohrwand übertragen.

$$\dot{Q} = \alpha_1 d_1 \pi L \Delta \vartheta_{ln}. \tag{4.16}$$

Die Größe $\Delta\vartheta_{ln}$ ist die logarithmische Temperaturdifferenz, es gilt

$$\Delta\vartheta_{ln} = \frac{(\vartheta_{W1} - \vartheta_{1E}) - (\vartheta_{W1} - \vartheta_{1A})}{\ln \frac{\vartheta_{W1} - \vartheta_{1E}}{\vartheta_{W1} - \vartheta_{1A}}} \quad (4.17)$$

mit der Eintrittstemperatur ϑ_{1E} und der Austrittstemperatur ϑ_{1A} sowie der mittleren Wandtemperatur ϑ_{W1} an der Innenseite des Rohres. Die Wärmeübertragungsfläche A setzt sich aus der durchströmte Rohrlänge L und dem Innendurchmesser d_1 zusammen. α_1 bzw. α_2 stellen die Wärmeübergangskoeffizienten dar, auf deren Bestimmung in weiterer Folge genauer eingegangen wird. Die Wärmeleitung durch eine mehrschichtige Rohrwand ist festgelegt durch die Beziehung:

$$\dot{Q} = (\vartheta_{W1} - \vartheta_{W2}) / R_L \quad (4.18)$$

wobei R_L den aufsummierten Wärmeleitwiderstand der beiden Wandschichten darstellt.

$$\frac{1}{R_L} = \frac{1}{2\pi L} \sum \frac{1}{\lambda_{mi}} \ln \frac{d_{i+1}}{d_i}$$

An der Rohraußenwand erfolgt die Wärmeübertragung ähnlich zu Glg. 4.16 durch freie Konvektion an die umgebende Luft.

$$\dot{Q} = \alpha_2 d_2 \pi L (\vartheta_{W2} - \vartheta_2) \quad (4.19)$$

Aus den angegebenen Gleichungen erhält man nach der Elimination von ϑ_{W1} und ϑ_{W2} das Ergebnis für den gesuchten Wärmestrom mit dem Wärmedurchgangskoeffizienten kA .

$$\dot{Q} = kA \Delta\vartheta_{ln} \quad (4.20)$$

mit

$$\Delta\vartheta_{ln} = \frac{(\vartheta_2 - \vartheta_{1E}) - (\vartheta_2 - \vartheta_{1A})}{\ln \frac{\vartheta_2 - \vartheta_{1E}}{\vartheta_2 - \vartheta_{1A}}} \quad (4.21)$$

und

$$\frac{1}{kA} = \frac{1}{\pi L} \left(\frac{1}{\alpha_1 d_1} + \frac{1}{2} \sum_n^{i=1} \frac{1}{\lambda_{mi}} \ln \frac{d_{i+1}}{d_i} + \frac{1}{\alpha_2 d_{n+1}} \right) \quad (4.22)$$

Für die Bildung von $\Delta\vartheta_{tm}$ ist ϑ_2 zu verwenden, weil die Temperatur der Umgebungsluft die ausschlaggebende Größe für den Wärmedurchgang darstellt. Im vorliegenden Fall ist die Schichtanzahl $n = 2$ und die i -te Schicht wird von den Durchmessern d_i und d_{i+1} begrenzt.

Material	Schichtdicke δ
Korund90%	15 cm
Stahl allg.	0,5 cm
Isolierschicht	-

Tabelle 4.6: Schichtdicken

Nach Absprache mit der zuständigen Firma GFG-Technik wurde als feuerfestes Auskleidungsmaterial Korund ausgewählt. Die einzelnen Schichtstärken sind Tab. 4.6 zu entnehmen. Die dicke Stahlummantelung hat aufgrund der hohen Wärmeleitfähigkeit, $\lambda = 44 \text{ W/mK}$ bei 400°C , kaum Einfluss auf die resultierend Gasaustrittstemperatur. Auf den Einsatz eines Isolationsmaterials zur Absenkung des Wärmeverlustes wurde im ersten Berechnungsschritt verzichtet. In weiterer Folge wird die temperaturabhängige Wärmeleitzahl der Materialien bei mittlerer Wandtemperatur ϑ_{W1} und ϑ_{W2} eingesetzt.

Der Wärmeübergangskoeffizient α_1 für die erzwungene einphasige Strömung in Rohrleitungen kann mithilfe Abb. 4.10 und der Nußelt-Zahl nach [15] berechnet werden.

$$Nu_m = \frac{\zeta/8(Re - 1000)Pr}{1 + 12,7\sqrt{\zeta/8}(Pr^{2/3} - 1)} \left\{ 1 + \left(\frac{d_i}{l} \right)^{2/3} \right\} \quad (4.23)$$

mit dem Druckverlustbeiwert

$$\zeta = (1,82 \log Re - 1,64)^{-2} \quad (4.24)$$

Die Glg. 4.23 ist sowohl im Übergangsbereich $2300 < Re < 10000$ als auch bei voll ausgebildeter turbulenter Strömung gültig. Das Verhältnis Innendurchmesser zu Rohrlänge muss die Bedingung $d_i/l < 1$ erfüllen.

$$Re = \frac{w d_i}{\nu}$$

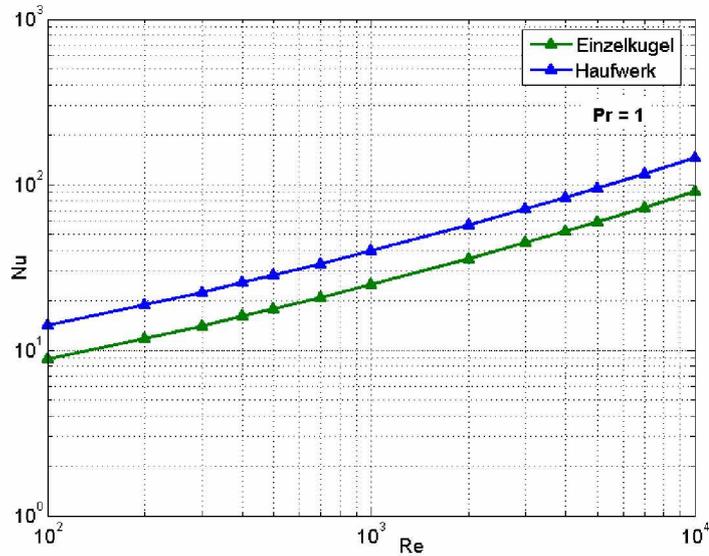


Abbildung 4.11: Vergleich der Nußelt-Zahlen zwischen Einzelkugel und Haufwerk

Durch Schwankungen der benötigten Koksmenge kg/h für die Reduktion der Zwischenschlacke befindet sich die ermittelte Reynolds-Zahl im Bereich von 6050-11400. Da auch die Rohrlänge L mindestens so groß wie der Durchmesser d_i gewählt wurde, wird der Gültigkeitsbereich von Glg. 4.23 eingehalten.

Die Wärmeübertragung bei freier Konvektion α_2 entsteht aufgrund von Massenkräften in einem Fluid, in welchem Dichtegradienten vorhanden sind. Als Beispiel hierzu dient eine senkrechte Wand, die eine höhere Temperatur als das angrenzende Fluid aufweist. Das an der Wand erwärmte Fluid wird spezifisch leichter und erfährt gegenüber dem umgebenden Fluid einen Auftrieb. Es entsteht eine freie Strömung.

Der dimensionslose Wärmeübergangskoeffizient ist abhängig vom Produkt $Gr \cdot Pr$ das auch als *Rayleigh-Zahl* Ra bezeichnet wird.

$$Nu = f(Gr \cdot Pr), \quad Gr \cdot Pr = Ra$$

Die *Grashof-Zahl* setzt sich zusammen aus:

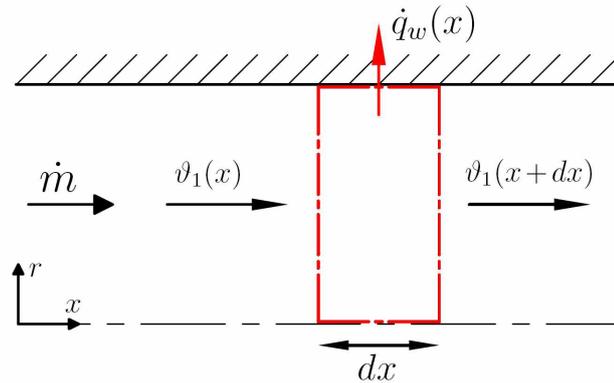


Abbildung 4.12: Wärmestrombilanz über Rohrquerschnitt

$$Gr = \frac{g l^3}{\nu^2} \beta \Delta\vartheta. \quad (4.25)$$

Nu und Pr sind bereits mit Glg. 4.10 und Glg. 4.12 definiert worden. Die charakteristische Länge l wird im Fall der freien Konvektion auch als Anströmlänge bezeichnet, die beim Zylinder dem Außendurchmesser D entspricht. Die Fallbeschleunigung g , der thermische Ausdehnungskoeffizient β der Umgebungsluft und die Temperaturdifferenz $\Delta\vartheta = \vartheta_{W2} - \vartheta_2$ sind weitere Größen die für die Bestimmung der Grashof-Zahl benötigt werden. Die Stoffwerte λ , ν , β und Pr sind bei mittlerer Temperatur $\vartheta_m = (\vartheta_{W2} - \vartheta_2)/2$ einzusetzen. Eine genau Auflistung dieser Wärmeübertragungseigenschaften von Luft ist im Anhang B zu finden.

Für die mittlere Nußelt-Zahl eines umströmten horizontalen Zylinder gilt nach [16] die Beziehung

$$Nu_m = (0,60 + 0,387[Ra \cdot f_3(Pr)]^{1/6})^2 \quad (4.26)$$

Die Funktion $f_3(Pr)$ berücksichtigt den Einfluss der Prandtl-Zahl im gesamten Bereich $0 < Pr < \infty$.

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

Um die Austrittstemperatur ϑ_{1A} des Abgases bei unterschiedlichen Rohrlängen bestimmen zu können, wird die Energiebilanz über die Rohrstrecke dx und den Umfang U aufgestellt. Sie liefert folgende Beziehung:

$$\dot{m}c_p \frac{d\vartheta_1}{dx} = -\dot{q}_w U. \quad (4.27)$$

Nach Integration der Glg. 4.27 nach der Länge x und Einsetzen von Glg. 4.16 folgt:

$$\vartheta_{1A} = \vartheta_{W1} + (\vartheta_{1E} - \vartheta_{W1}) \exp\left(\frac{-\alpha_1 U}{\dot{m}c_p} l\right) \quad (4.28)$$

Die Berechnung der Austrittstemperatur des durchströmenden Abgases ϑ_{1A} erfolgt in mehreren Iterationsschritten, weil die benötigte mittlere Wandtemperatur ϑ_{W1} wiederum von der Differenz $\vartheta_{1E} - \vartheta_{1A}$ abhängt. Die iterative Berechnung der Wärmeverluste wurde mit MatLab durchgeführt. Der dafür verfasste Programmcode kann im Anhang A nachgeschlagen werden.

	ϑ_{1A} °C	ϑ_{W1} °C	ϑ_{W2} °C
Annahme	1500	-	500
1.Iteration	1564.9	993.2	576.9
2.Iteration	1565.5	1029.5	557.4
3.Iteration	1565.6	1031.1	559.7
4.Iteration	1565.6	1031.0	559.4

Tabelle 4.7: Konvergenzverhalten bei 1m Rohrlänge

Die Tab. 4.7 zeigt in welchem Maß sich die errechneten Temperaturen im Laufe der Iteration ändern. Die Werte beziehen sich auf eine Rohrlänge von 1 m und einen Massenstrom $\dot{m} = 770 \text{ kg/h}$. Zu Beginn müssen zwei Annahmen für die Austrittstemperatur ϑ_{1A} und die mittlere äußere Wandtemperatur ϑ_{W2} getroffen werden, um einen Ausgangswert für die temperaturabhängigen Stoffwerte zu erhalten. Bereits nach dem 3. Iterationsschritt kann ϑ_{1A} als konstant betrachtet werden. Auch die einzelnen Wandtemperaturen ϑ_{W1} , ϑ_{W2} durchlaufen keine entscheidende Veränderung mehr. ϑ_{W1} und ϑ_{W2} weisen einen deutlichen Temperaturunterschied von 470°C auf. Grund dafür

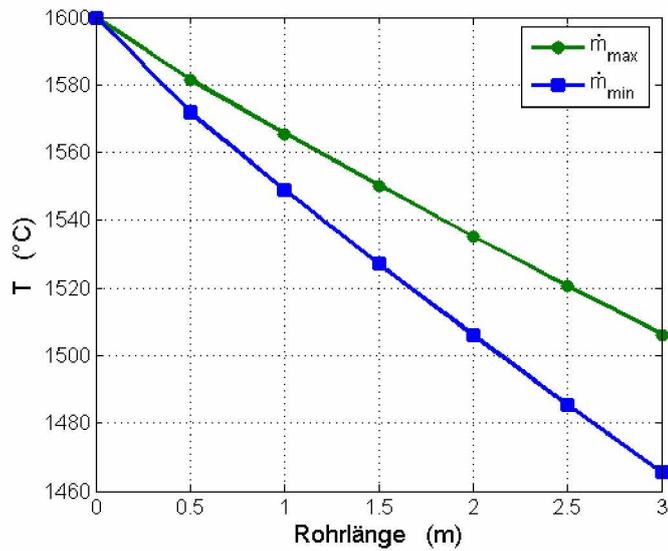


Abbildung 4.13: Gas-Austrittstemperaturen bei verschiedenen Rohrlängen

ist die geringe Wärmeleitfähigkeit des gewählten Feuerfestmaterials verbunden mit der erforderlichen Schichtdicke von 15 cm. Die Wärmeleitfähigkeiten der eingesetzten Materialien können aus Tab. 4.8 entnommen werden.

Werkstoff	ϑ_{bez} °C	λ W/m K
Stahl	800	41
Korund90%	500	2.19

Tabelle 4.8: Wärmeleitfähigkeit bei Bezugstemperatur ϑ_{bez}

Die dargestellten Ergebnisse für die innere Wandtemperatur ergeben sich durch Gleichsetzen der Glg. 4.16 und Glg. 4.20.

$$\dot{Q} = kA \Delta\vartheta_{ln,2} = \alpha_1 d\pi L \Delta\vartheta_{ln,1} \tag{4.29}$$

Durch die Bestimmung von ϑ_{W1} sind jetzt alle benötigten Größen für die Berechnung des Wärmeverluststromes bekannt. Die Wandtemperatur ϑ_{W2} kann somit einfach mithilfe der Glg. 4.19 berechnet werden.

Die Abb. 4.13 stellt den Verlauf der Gas-Austrittstemperatur über die veränderliche Rohrlänge dar. Dabei werden die beiden auslegungsrelevanten

Betriebszustände näher betrachtet. Der obere grüne Verlauf bezieht sich auf $\dot{m}_{max} = 770 \text{ kg/h}$ während die weiter unten liegende blaue Kurve Gültigkeit hat für $\dot{m}_{min} = 406 \text{ kg/h}$. Die Ergebnisse für die Gas-Austrittstemperatur zeigen eine starke Abhängigkeit vom vorhandenen Gasmassenstrom \dot{m} . Bei geringerem Massenstrom fällt die Temperatur deutlich stärker ab. Grund dafür ist, dass der Wärmestrom bzw. die Enthalpieänderung sich direkt proportional zum Produkt $\dot{m} \cdot \Delta T$ verhält. Das heißt in anderen Worten, geht der Massenstrom zurück, muss die Temperaturdifferenz zunehmen. Bei $1,5 \text{ m}$ beträgt der Temperaturunterschied 23°C und nach 3 m bereits ca. 40°C . Jener Längenbereich, der für die praktische Umsetzung am ehesten von Bedeutung erscheint, liegt bei 1 bis 2 m . In Tab. 4.9 sind diese Temperaturen nochmals explizit aufgelistet.

L[m]	$\vartheta_{1A} [^\circ\text{C}]$ bei	$\vartheta_{1A} [^\circ\text{C}]$ bei
	\dot{m}_{max}	\dot{m}_{min}
1.0	1566	1549
1.5	1550	1527
2.0	1535	1506

Tabelle 4.9: Gas-Austrittstemperaturen in Abhängigkeit vom Massenstrom

Zur Absenkung der Wärmeverluste besteht die Möglichkeit an der äußeren Rohrwand eine zusätzliche Isolierschicht anzubringen. Gute Isoliermaterialien haben eine Wärmeleitfähigkeit $\lambda = 0,04 - 0,05 \text{ W/mK}$ bei 20°C [17]. Als Beispiele dafür sind Schlackenwolle und verschiedene Schaumstoffarten zu nennen. Abb. 4.14 verdeutlicht, dass sich die pro Meter an die Umgebung abgegebene Wärmemenge, bei einer Schichtdicke von 1 cm , um nahezu die Hälfte reduziert. Dementsprechend ist die Austrittstemperatur des CO-Zn-Gases höher anzusetzen. Die Temperaturdifferenz $\vartheta_{1E} - \vartheta_{1A}$ reduziert sich von $34,5^\circ\text{C}$ auf 19°C . Die dargestellten Resultate wurden unter Verwendung des maximalen Gasstromes errechnet. Bei minimalem Massenstrom fallen die Wärmeverluste verhältnismäßig etwas geringer aus, da ein kleineres Temperaturgefälle zwischen der gemittelten Gastemperatur im Rohr und der Umgebung besteht.

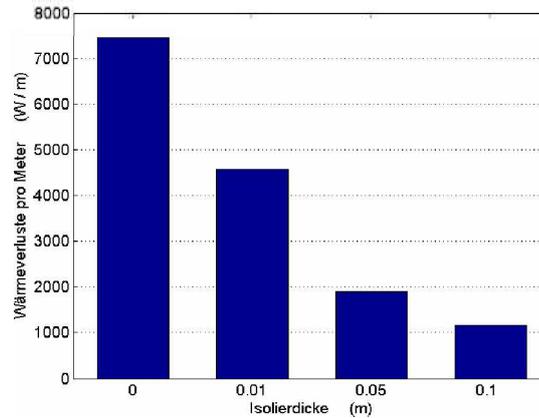


Abbildung 4.14: Wärmeverluste in Abhängigkeit von der Isolierdicke

4.4.2 Gegenstrom-Wärmeübertragung

Einflüsse des Haufwerks

Zur Charakterisierung des Strömungsraumes innerhalb einer Schüttung wird eine Packung aus gleich großen Kugeln vom Durchmesser d_k betrachtet. Üblicherweise kann der Durchmesser d_k einer Kugel, die die gleiche geometrische Oberfläche hat wie die eines Partikels, aus der geometrischen Oberfläche A_p der Einzelpartikel nach folgender Gleichung berechnet werden.

$$d_k = \sqrt{\frac{A_p}{\pi}} \quad (4.30)$$

Für die Bestimmung von A_p müssen jedoch bereits die volumenspezifische Oberfläche a_p des Haufwerks und die volumenspezifische Anzahl der Partikel bekannt sein. Im vorliegenden Fall ist d_k identisch mit dem mittleren Durchmesser d_m , weil für die einzelnen Koksstücke im Haufwerk näherungsweise eine kugelförmige Gestalt angenommen wurde. Neben dem Kugeldurchmesser d_k bzw. d_m ist der Hohlraumanteil ψ ein weiterer wichtiger Parameter zur Beschreibung der Packung. Der Hohlraumanteil ψ des Haufwerkes wird aus dem Gesamtvolumen der Schüttung V und dem Volumen V_F aller darin befindlichen Festkörpern berechnet:

$$\psi = \frac{V - V_F}{V}. \quad (4.31)$$

Mithilfe der Schüttdichte ρ_s des Kokeses von rund 450 kg/m^3 kann V_F berechnet werden. Bei Annahme von $V = 1 \text{ m}^3$ gilt:

$$V_F = \frac{\rho_s \cdot 1 \text{ m}^3}{\rho_{\text{Korn}}} = \frac{450 \text{ kg}}{1000 \text{ kg/m}^3} = 0,45 \text{ m}^3$$

Nach dem Einsetzen in Glg. 4.31 hat der Hohlraumanteil ψ einen Wert von 0,55.

Die beiden Größen d_k und ψ reichen noch nicht aus, um den Wärmeübergang eindeutig zu beschreiben. Stellt man sich beispielsweise eine kubische Packung aus hintereinander liegenden gleich großen Kugeln vor, so kann das Fluid durch die Gassen zwischen den Kugeln strömen. In einer ungeordneten Schüttung gleichen Lückengrades hingegen, kann die Strömung an einigen Stellen stärker behindert sein als an anderen, dadurch entstehen unterschiedliche Strömungsbilder. Die beiden Parameter sind nur unter der Bedingung einer genügend großen Schüttung ausreichend, da sich im statistischen Mittel ein Ausgleich einstellt.

Die für die Wärmeübertragung zur Verfügung stehende Oberfläche im Haufwerk ist durch die volumenspezifische Oberfläche a_p festgelegt. Sie ist eine charakteristische Größe des Schüttguts und definiert durch:

$$a_p = \frac{A_p}{V_p}(1 - \psi) \quad (4.32)$$

wobei A_p/V_p die spezifische Oberfläche eines Einzelpartikels ist. Für kugelförmige Stücke kann A_p/V_p durch $6/d_m$ ersetzt werden. Die Zahl der Partikel je Volumeneinheit P/m^3

$$n_V = \frac{1 - \psi}{V_p} \quad (4.33)$$

ist aus dem Hohlraumanteil und dem Partikelvolumen zu bestimmen.

Bei einem mittleren Durchmesser von $d_m = 60 \text{ mm}$ beträgt die Zahl der Partikel je Volumeneinheit $n_V = 3979 \text{ P/m}^3$ und die spez. Oberfläche liegt bei $a_p = 45 \text{ m}^2/\text{m}^3$. Wird der Kugeldurchmesser jetzt auf $d_m = 50 \text{ mm}$ reduziert, steigt die Zahl der Partikel je Volumeneinheit bereits auf $n_V = 6876 \text{ P/m}^3$ an und $a_p = 54 \text{ m}^2/\text{m}^3$. Diese Zahlen belegen die starke Abhängigkeit der Wärmeübertragungsfläche von der Partikelgröße.

Berechnung des Wärmeübergangskoeffizienten

In einer durchströmten Schüttung wachsen die Wärmeübergangskoeffizienten in den ersten Reihen der Packung rasch an und erreichen dann feste Endwerte [14]. Der Endwert der mittleren Nußelt-Zahl Nu_m in einem durchströmten Haufwerk steht in einem vom Hohlraumanteil ψ abhängigen Verhältnis zur Nußelt-Zahl Nu_{mK} der umströmten Einzelkugel. Nach [18, 19] ist

$$Nu_m = f_a Nu_{mK} \quad (4.34)$$

und der Formfaktor f_a für kugelförmige Partikel lässt sich für den Bereich $0,26 < \psi < 1$ durch die Beziehung

$$f_a = 1 + 1,5(1 - \psi)$$

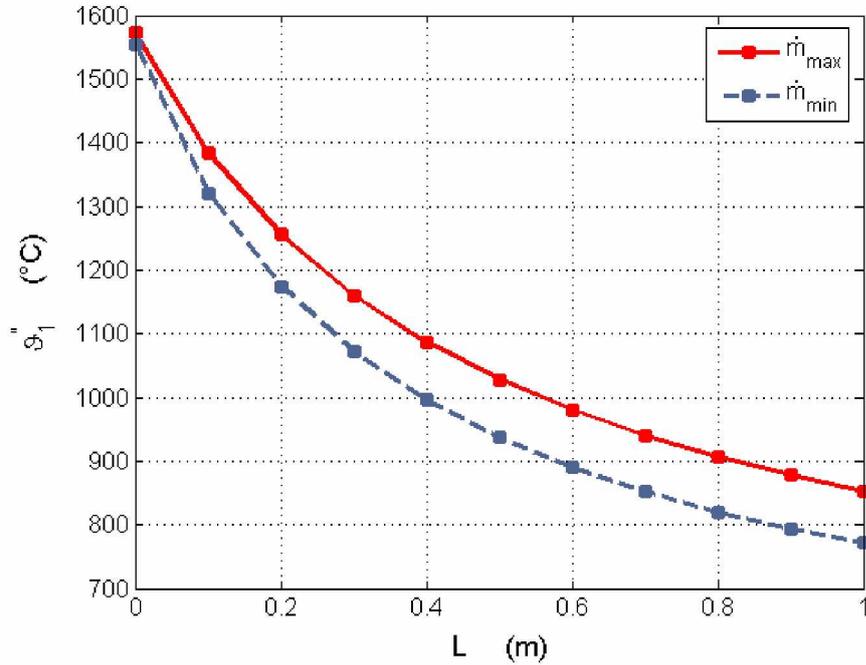
berechnen. Bei $\psi = 0,55$ ist $f_a = 1,675$. Da die betrachteten Koksstücke zum Teil größere Abweichungen von der angenommenen Kugelform besitzen, wird im Anschluss der Formfaktor $f_a = 1,6$ verwendet, der auch für nichtkugelförmige Partikel wie z.B. Würfel und Zylinder Gültigkeit hat. Die Berechnung von Nu_{mK} kann mit Glg. 4.13 durchgeführt werden. Als einziger Unterschied muss bei der Bestimmung der Reynolds-Zahl

$$Re = \frac{w d_{mk}}{\nu \psi} \quad (4.35)$$

ψ im Gegensatz zu Glg. 4.11 berücksichtigt werden.

Ergebnisse

In Abb. 4.15 sind die errechneten Abgasaustrittstemperaturen nach dem Verlassen der Vorwärmzone dargestellt. Der Berechnungsablauf orientiert sich an jenem der bereits für die Erwärmung eines einzelnen Koksstücks angewendet wurde. Der dafür geschriebene MatLab-Programmcode ist wiederum aus dem Anhang A zu entnehmen. Auch hier ist es erforderlich mehrere Iterationen durchzuführen, um die gewünschten Ergebnisse zu erlangen. Es treten, wie schon im Rahmen der Wärmedurchgangsanalyse ausführlich nachgewiesen, ebenfalls keine Konvergenzprobleme auf.

Abbildung 4.15: Ermittlung der Austrittstemperatur ϑ'_1

Die Länge der Koksschüttung im Vorwärmkanal, welcher einen Durchmesser von $0,3\text{ m}$ besitzt, wurde bis zu einer Länge von 1 m betrachtet. Mit zunehmender Größe des Haufwerkes nimmt die Temperatur des CO-Zn-Gases asymptotisch ab und nähert sich dem in Tab. 4.1 festgelegten Grenzwert an. Diese Abnahme kommt deswegen zu Stande, weil sich die Fläche für die Wärmeübertragung proportional zum vorhandenen Koksvolumen verhält. Die beiden verschieden farbigen Kurvenzüge beziehen sich auf die Koksmassenströme \dot{m}_{\max} und \dot{m}_{\min} . Je nach Koksbedarf kann die Austrittstemperatur unterschiedlich ausfallen, jedoch ist sie durch die beiden Grenzkurven auf einen bestimmten Bereich begrenzt.

Es zeigt sich, dass die Länge des Haufwerkes eine Größe von $0,5\text{ m}$ nicht überschreiten sollte, damit auch im ungünstigeren Betriebszustand die Kondensationstemperatur des Zinks nicht erreicht wird und keine Phasenumwandlung erfolgt. Das angestrebte untere Temperaturlimit von 950°C wird dabei nur knapp unterschritten. Der resultierende Bereich der Austrittstemperatur bei dieser Rohrlänge kann mit $936,7^\circ\text{C} < \vartheta'_1 < 1028^\circ\text{C}$ beziffert

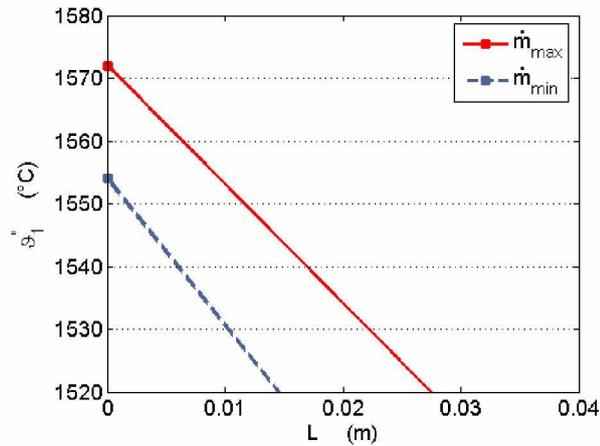


Abbildung 4.16: Vergrößerte Darstellung der Eintrittstemperaturen

werden. Im Mittel ist es daher möglich die 950°C einzuhalten und eine Schüttungslänge von $0,5\text{ m}$ einzusetzen. Deutlich kleinere Auslegungsgrößen der durchströmten Schüttung sollten vermieden werden. Denn generell ist eine größere Koksschüttung vorzuziehen, um eine gleichmäßigere Verteilung der Koksstücke im Haufwerk erzielen zu können.

Weiters ist anzumerken, dass die Wärmeverluste für ein $1,5\text{ m}$ langes Zu-leitungsrohr mit einer 1 cm starken Isolierschicht miteinbezogen wurden. In Abb. 4.16 können die unterschiedlichen Eintrittstemperaturen abgelesen werden. Im Fall von \dot{m}_{max} hat ϑ'_1 einen Wert von 1572°C und bei \dot{m}_{min} gilt $\vartheta'_1 = 1554^\circ\text{C}$.

Der Koks kann, wie aus Abb. 4.17 ersichtlich, bei einer Länge von $0,5\text{ m}$ von Umgebungstemperatur $\vartheta'_2 = 23^\circ\text{C}$ auf bis zu 1159°C aufgeheizt werden. Es stellt sich heraus, dass man im Stande ist Kokstemperaturen von über 1100°C zu realisieren, ohne dem System zusätzliche Energie zuführen zu müssen. Würde die Vorwärmzone ins Unendliche hinaus verlängert werden, könnte sogar die Eintrittstemperatur ϑ'_1 von 1572 bzw. 1554°C erreicht werden.

Im Gegensatz zum Gleichstromwärmeübertrager liegt infolge der Gegenstromführung die Austrittstemperatur des Kokses auf einem höheren Niveau als jene des Abgases nach dem Verlassen der Vorwärmzone [20]. Die unterschiedlichen Temperaturverläufe der beiden Stoffe über die gewählte Rohr-

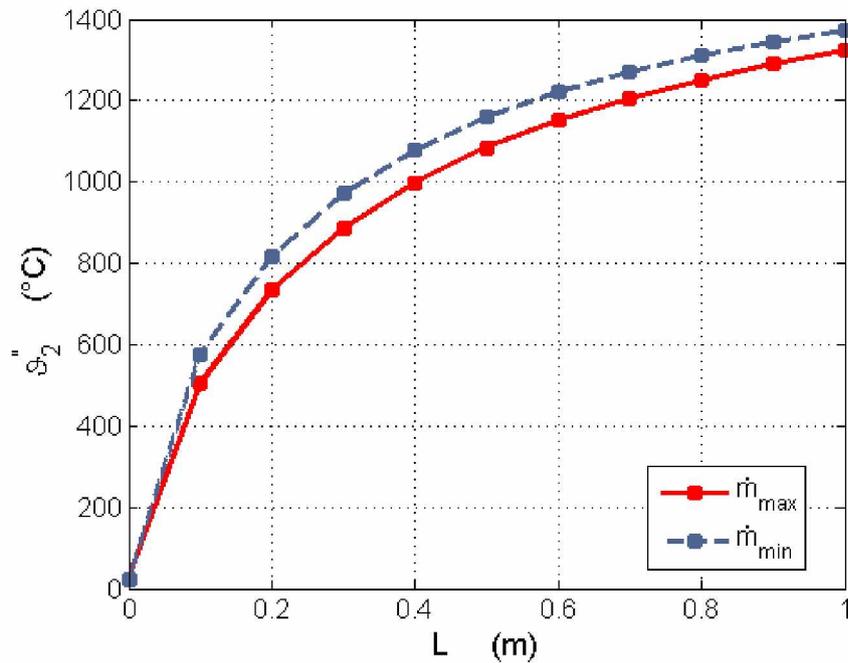


Abbildung 4.17: Koksaustrittstemperatur

länge von $0,5\text{ m}$ sind in Abb. 4.18 dargestellt. In Abhängigkeit von der Heizfläche A steigt die Kokstemperatur an, wobei die dafür erforderliche Wärme vom Abgas bereitgestellt wird. Die Temperaturdifferenz $\vartheta_2'' - \vartheta_1''$ am Austritt beträgt 55°C und würde bei einem größeren Haufwerk weiter zunehmen. Der dargestellte Temperaturverlauf wurde bei maximalem Koksmassenstrom $\dot{m}_{\max} = 385\text{ kg/h}$ ermittelt.

Insgesamt ist festzustellen, dass aufgrund des hohen Wärmeübertragungskoeffizienten $\alpha \approx 130\text{ W/m}^2\text{K}$ nur eine sehr kleine Schüttung notwendig ist, um genügend Wärme zu übertragen. Es gibt jedoch einen Unsicherheitsfaktor in der Berechnung, der nicht vernachlässigt werden darf. Die errechnete volumenspezifische Oberfläche $a_p = 45\text{ m}^2/\text{m}^3$ beruht auf der Annahme, dass es zulässig ist, die Koksstücke als kugelförmig zu betrachten und zwar mit einem Durchmesser von $d_m = 60\text{ mm}$. Reduziert man d_m auf 50 mm ergibt sich eine deutlich größere spezifische Oberfläche $a_p = 54\text{ m}^2/\text{m}^3$. Als Folge daraus verringert sich natürlich auch die benötigte Schüttungslänge für die Wärmeübertragung.

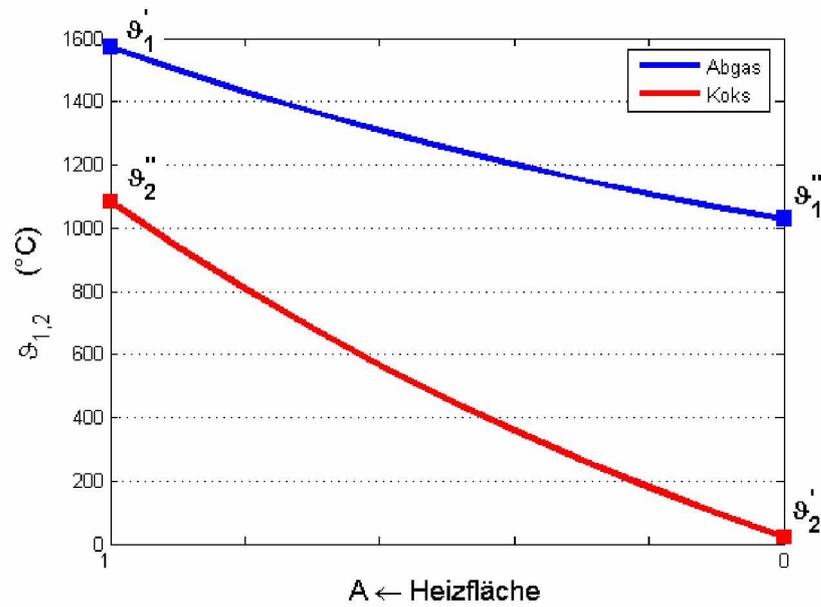


Abbildung 4.18: Temperaturverlauf

$L = 0.5m$

d_m mm	ϑ_{m1}'' °C	ϑ_{m2}'' °C
60	982.4	1121.5
50	934.5	1186

Tabelle 4.10: mittlere Austrittstemperaturen bei Variation von d_m

In Tab. 4.10 ist abzulesen, inwieweit sich die Austrittstemperaturen der Stoffströme bei unterschiedlichem Koksdurchmesser und konstanter Haufwerkslänge verändern können. Zur einfacheren Darstellung werden aus den jeweiligen Temperaturbereichen infolge \dot{m}_{max} und \dot{m}_{min} die Mittelwerte gebildet.

Die Größe und die Form der eingesetzten Koksart haben somit einen entscheidenden Einfluss auf das Ergebnis des Vorwärmprozesses. Die Koksgeometrie bestimmt damit auch, ob ein Nachheizen des Abgasstromes erforderlich sein wird oder nicht. Ein Nachheizen ist dann zwingend erforderlich, wenn die Gefahr besteht, dass die Abgasendtemperatur zu gering ausfällt. Von der anderen Möglichkeit der Temperaturerhöhung durch eine Verringe-

zung die Haufwerkslänge ist abzusehen, da bereits das Haufwerk mit einem halben Meter sehr kurz ist.

Kapitel 5

Versuch

Im Rahmen der Diplomarbeit wurden verschiedene Versuche durchgeführt, um die praktische Anwendbarkeit des in Kapitel 3 ausgewählten Anlagenentwurfs zu überprüfen. Der Aufbau und die Durchführung der Versuche erfolgte im Technikum des Fördertechnik-Institutes.

Die 3 konkret durchgeführten Untersuchungen lauten:

1. Rutschversuche zur Bestimmung des Neigungswinkels vom Fallrohr
2. Bestimmung der Verteilung der Koksstücke über den Durchmesser des Koksбетtes im InduCarb-Reaktor
3. Durchschiebeversuche der Koksschüttung im horizontalen Rohr mit Kraftmessung bezogen auf den Kolbenhub

In den folgenden Abschnitten wird genauer auf die Versuchsdurchführung und die daraus gewonnenen Ergebnisse eingegangen. Zuvor werden die eingesetzten Kokssorten beschrieben.

5.1 Kokssorten

Zur Untersuchung des Einflusses der Koksgröße wurden zwei unterschiedliche Kokssorten, Perlkoks und gröberes Stückkoks für die Versuche verwendet. Die Korngrößenverteilungen sind in Tab. 5.1 aufgelistet. Der Koks wurde von der voestalpine Stahl Donawitz in Leoben zur Verfügung gestellt und direkt von der dortigen Lagerstätte entnommen.

Material	Klassierung					
	>80 mm	60-80 mm	40-60 mm	20-40 mm	10-20 mm	<10 mm
Stückkoks [%]	8,8	20,2	40,4	22,6	2,6	5,4
Perlkoks [%]	0,1	6,5	16,3	57,9	14	5,2

Tabelle 5.1: Körnung der Kokssorten

In Abb. 5.1(a) - 5.1(b) sind die Schüttkegel der beiden Kokssorten gegenübergestellt. Bei Perlkoks stellt sich ein mittlerer Böschungswinkel von 30° ein und bei Stückkoks ergaben die Messungen 35° .



(a)



(b)

Abbildung 5.1: Abb. 5.1(a) zeigt die Perlkoksschüttung und Abb. 5.1(b) den Stückkoks

5.2 Prüfung der Koksverteilung

Zur Untersuchung der Koksverteilung in einem nachgestellten Koksbett wird das Verhalten beider zuvor erläuterten Kokssorten getestet. Die Aufgabe besteht darin die Parameter Neigungswinkel, Rohrlänge und Keilform richtig einzustellen und aufeinander abzustimmen.

Gleichzeitig kann dieser Prüfaufbau dafür genutzt werden, den minimalen Anstellwinkel α_{min} zu ermitteln, welcher nötig ist, um den Reibungswiderstand zwischen dem Koks und dem Auskleidungsmaterial zu überwinden.



Abbildung 5.2: Versuchsaufbau

5.2.1 Versuchsaufbau

Der Versuchsaufbau besteht aus einem geneigten Rohr mit variablem Anstellwinkel, einem Auffangbehälter sowie einer am Übergang befestigten Vorrichtung zur Auftrennung der abwärts rutschenden Koksstücke.

Aufgrund des beträchtlichen Gewichtes der ausgekleideten Rohrstücke wurde, wie in Abb. 5.2 dargestellt, für die Winkeleinstellung ein massiver Schwenkarm konstruiert. Die Anzahl der Rohrmodule kann je nach Bedarf durch die Verschraubung der einzelnen Flanschverbindungen mit den Langlöchern der Winkelstähle beliebig variiert werden. Die L-Profile selbst sind direkt mit dem quadratischen Hohlprofil des Schwenkarms verschweißt. Sie dienen auch gleichzeitig als Lagerfuß und sorgen somit für den nötigen Halt der aufgesetzten Rohrstücke. Der Schwenkarm ist am vorderen Ende, über einen mit zwei Splinten gesicherten Bolzen, drehbar gelagert. Durch die Positionsverstellung des Stützarms kann ein Neigungswinkel zwischen 40 und 60 Grad eingestellt werden. Die Führung des Stützarms übernimmt ein angeschweißter Rundstahl, welcher auf der Oberkante der beiden L-Träger gleitet. Eine Absicherung gegen Verrutschen erfolgt mittels Verschraubung der in bestimmten Abständen angebrachten Bohrungen. Für den Fall, dass mehrere Rohrstücke verwendet werden und sich damit das Gesamtgewicht

auf bis knapp über 200 kg steigert, kommt ein mobiler Hebekran zum Einsatz der die nötige Zugkraft besitzt, um den Schwenkarm anzuheben.

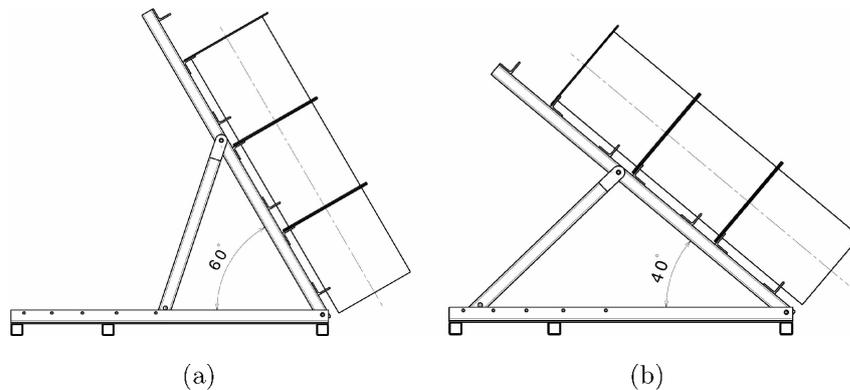


Abbildung 5.3: Abb. 5.3(a) zeigt den Aufbau in 60° -Stellung und Abb. 5.3(b) stellt die untere Endposition bei einem Neigungswinkel von 40° dar. In beiden Fällen sind 3 Rohrstücke mit einer Gesamtlänge von $1,5\text{ m}$ am Schwenkarm befestigt.

Der Auffangbehälter besteht aus 2 mm starkem gerolltem Blech und orientiert sich mit einem Durchmesser von 800 mm an der Größe des Koksбетtes im InduCarb-Reaktor. Oberhalb befindet sich ein Trichterstück, das eine gute Verteilung der Koksstücke ermöglichen soll.

Die Aufnahme der Trennvorrichtung wird durch eine Holzkonstruktion gebildet. Die große Seitenplatte soll ein einfaches Hinausschießen der Koks-schüttung verhindern und gegebenenfalls für eine Umlenkung sorgen. Die kleine Platte stellt die hintere Begrenzung dar. Neben der bereits aus Kapitel 3 bekannten Keilform, dargestellt in Abb. 5.4, wurde eine zweite Ausführungsart getestet. Der wesentliche Unterschied besteht darin, dass die Keilform B (Abb. 5.5) durch ihre nach hinten aufsteigende Bauweise einen Aufprall der Koksstücke an der Rückwand und einen damit verbundenen Geschwindigkeitsverlust möglichst verhindern soll. Mithilfe eines zentralen Gewindestifts wird der Trennkeil zwischen die beiden Platten geklemmt, wodurch ein schneller Austausch möglich ist.

Die Versuche bezüglich des erforderlichen Anstellwinkels α_{min} zeigten, dass ein Wert von mindestens 37° erforderlich ist, um ein Abgleiten der beiden



Abbildung 5.4: Keilform Variante A



Abbildung 5.5: Keilform Variante B

Kokssorten bei ruhender Ausgangslage sicherstellen zu können.

5.2.2 Versuchsdurchführung

Im Rahmen der Untersuchung wird das zylindrische Rohrsegment, welches die Koksschüttung aufnimmt, in 8 Sektoren bzw. Tortenecken unterteilt. Nachdem eine festgelegte Menge Koks den Versuchsaufbau durchlaufen hat, wird die Anzahl der Koksstücke pro Sektor erfasst, um eine Aussage über die Verteilungsqualität ableiten zu können.

Ziel der Experimente ist es, die Einflüsse der 3 Faktoren: Keilform, Neigungswinkel und Koksgröße quantitativ zu erfassen. Eine gute Hilfestellung dabei bietet die statistische Versuchsplanung. Für die Faktoren werden bestimmte Einstellwerte, sogenannte Stufen, festgelegt, um die Anzahl der durchzuführenden Versuche möglichst gering zu halten. Ein weiterer Vorteil der statistischen Versuchsplanung besteht darin, dass außer den Effekten der Einflussgrößen selbst auch die Effekte ihrer Wechselwirkungen erfasst werden. Ein wichtiger Punkt dabei ist, dass die genannten Einflussgrößen im Versuchsbereich unabhängig voneinander einstellbar sind. Für die 3 Einflussgrößen bzw. Faktoren werden jeweils 2 Faktorstufen mit großem Stufenabstand gewählt. Bei Faktorplänen mit zwei Stufen kann man vereinfacht für die untere Stufe '–' und für die obere Stufe '+' schreiben. Die Festlegung von zwei Stufen ist gleichbedeutend mit einer Linearisierung, die aber als erste Näherung zulässig ist [21].

In Tab. 5.2 sind alle Einflussgrößen mit den dazugehörigen Stufenwerten aufgelistet.

Bezeichnung der Einflussgröße		Dimension	–	+
x_1	Art der Keilform	–	A	B
x_2	Korngröße	mm	>40	>80
x_3	Neigungswinkel	°	40	60

Tabelle 5.2: Gesamtverzeichnis der Einflussgrößen

Nach diesen Festlegungen erhält man somit einen 2^3 -Faktorenplan (siehe Tab. 5.3). Die für einen Versuchspunkt festgelegten Stufen aller variablen Einflussgrößen bezeichnet man als Stufenkombination. Diese charakterisiert

mit den Werten der konstanten Einflussgrößen den Versuchspunkt. Die Anzahl der benötigten Versuchsreihen beläuft sich auf insgesamt 8. An einem Versuchspunkt werden $c = 6$ Realisierungen durchgeführt, d.h. ein Versuch wird unter gleichen Bedingungen c -mal wiederholt.

Versuchs-Nr.	x_1	x_2	x_3
1	-	-	-
2	+	-	-
3	-	+	-
4	+	+	-
5	-	-	+
6	+	-	+
7	-	+	+
8	+	+	+

Tabelle 5.3: Aufbau der Planmatrix

Das Ergebnis der Versuche lässt sich durch die Zielgröße y bzw. in späterer Folge \bar{y} charakterisieren. Sie soll als Maß für die Gleichverteilung der Koksstücke im nachgestellten Koksbed dienen. Ein quantitativer Ausdruck dafür lässt sich ausgehend von Glg. 5.1 erzielen. Dabei wird der Unterschied zwischen der relativen Anzahl der Koksstücke pro Sektor p_i und dem Sollwert \bar{p} über die einzelnen Sektoren n auf addiert. Der Korrekturfaktor $\frac{1}{2}$ soll eine Doppelzählung der Abweichungen vermeiden, weil ein Koksüberschuss in einem Sektor gleichzeitig auch Koksmangel in anderen Sektoren hervorruft. Die endgültige Berechnungsformel der Antwortgröße y ist in Glg. 5.3 ersichtlich. Zur Normierung der Funktion $f(x)$ auf das Intervall $[0,1]$ wird durch ihren Maximalwert dividiert. Der Grund für die Verwendung der relativen Größen p_i und \bar{p} ist die zwischen den einzelnen Versuchen k geringfügig schwankende Stichprobengröße m . Befindet sich in jedem der 8 Sektoren die gleiche Anzahl an Koksstücken, so besitzt y_{max} den Wert 1. Die größte Abweichung von der Gleichverteilung hingegen tritt dann auf, wenn die gesamte Schüttung nur in einem Sektor liegen würde ($y_{min} = 0$).

$$f(x) = \frac{1}{2} \sum_{i=1}^n |p_i - \bar{p}| \quad (5.1)$$

wobei

$$p_i = \frac{x_i}{m} \quad \text{und} \quad \bar{p} = \frac{1}{n} \quad (5.2)$$

$$y(x) = 1 - \frac{1}{1 - 1/n} * f(x) \quad \in [0, 1] \quad (5.3)$$

Da die Antwortgröße y teilweise vom Zufall beeinflusst ist, wird in den weiteren Betrachtungen der Mittelwert \bar{y} über eine Versuchsserie herangezogen.

$$\bar{y} = 1 - \frac{1}{2k(1 - 1/n)} \sum_{j=1}^k \sum_{i=1}^n |p_i - \bar{p}| \quad (5.4)$$

Für die Auswertung der Messdaten wird eine einfache Punktabschätzung herangezogen. Dabei wird der Mittelwert einer Versuchsreihe \bar{y} dem wahren Wert μ der Grundgesamtheit gleichgesetzt.

Damit die Antwortgröße y als Zufallsvariable mithilfe von mathematisch-statistischen Methoden behandelt werden kann, muss y einer Verteilungsfunktion gehorchen. Deshalb erfolgt während der Betrachtung der Versuchsergebnisse eine Prüfung auf Normalverteilung.

5.2.3 Versuchsergebnisse

Die Auswertung der Ergebnisse für den zuvor beschriebenen Versuchsplan ist in der sogenannten Effektmatrix in Tab. 5.4 dargestellt. Da mehrere Einflussgrößen untersucht werden, entstehen auch Wechselwirkungseffekte. Ein Wechselwirkungseffekt tritt dann auf, wenn der Effekt eines Faktors von der Stufe eines anderen Faktors abhängt. Beispielsweise ist die unabhängige Variable x_1x_2 ein Ausdruck für die Wechselwirkung zwischen x_1 und x_2 . Die Vorzeichenvektoren für die Wechselwirkungen erhält man durch Multiplikation der Vorzeichenvektoren der Einflussgrößen. Zur Vereinfachung der Schreibweise werden in den Spalten in der folgenden Auswertematrix nur die Indizes angegeben.

Die Wechselwirkungen treten dabei wie die Faktoren als unabhängige Variable auf.

Versuchs- Nr.	unabhängige Variablen							\bar{y} [%]
	1	2	12	3	13	23	123	
1	-	-	+	-	+	+	-	51,2
2	+	-	-	-	-	+	+	55,0
3	-	+	-	-	+	-	+	58,3
4	+	+	+	-	-	-	-	63,5
5	-	-	+	+	-	-	+	71,2
6	+	-	-	+	+	-	-	76,8
7	-	+	-	+	-	+	-	64,2
8	+	+	+	+	+	+	+	79,9
Effekt	7,5	2,9	2,9	16,0	3,1	-4,9	2,2	

Tabelle 5.4: Auswertung

Ein Haupteffekt bedeutet dagegen, dass der Effekt durch den Einfluss einer einzigen Variablen hervorgerufen wird. Zur Berechnung der Effekte kombiniert man die Vorzeichenkolonne in der Matrix der unabhängigen Variablen (z.B. vom Haupteinfluss 1) mit der Antwortkolonne \bar{y} , addiert auf und dividiert durch die Anzahl der Wertepaare ($= \frac{N}{2}$; $N = 2^k$):

$$Effekt = \frac{\sum xy}{N/2} = \frac{\sum xy}{2^{k-1}}$$

Aus den in Tab. 5.4 dargestellten Untersuchungsergebnissen ergeben sich folgende Aussagen:

- Die Verwendung der Keilform B anstatt A (x_1) verbessert die Verteilung um 8 %.
- Die Steigerung der Koksgröße von ≥ 40 auf $\geq 80mm$ (x_4) verbessert die Verteilung nur geringfügig um 3%.
- Die Erhöhung des Neigungswinkels von 40 auf 60° (x_3) verbessert die Verteilung um 16%.
- *Wechselwirkung 12*: Der Einfluss der Keilform (x_1) ist bei grobstückigem Koks (x_2) nur unbedeutend größer als bei feinerem Koks.

- *Wechselwirkung 13*: Bei Verwendung von Keilform B (x_1) ist der Einfluss des Neigungswinkels (x_3) auf die Koksverteilung nur wenig größer als bei Keilform A.
- *Wechselwirkung 23*: Bei Einsatz von grobkörnigem Koks (x_2) ist der Einfluss des Neigungswinkels (x_3) etwas geringer (um 4,9%) als bei feinerem Koks.
- *Wechselwirkung 123*: Der Effekt ist vernachlässigbar.

Die Resultate zur Koksverteilung mit den Versuchsnummern 1 und 7 bzw. 3 und 8 sind in den Abb. 5.6(a) - 5.6(d) bzw. Abb. 5.7(a) - 5.7(d) einander gegenübergestellt. Zur Verdeutlichung der Ergebnisse zeigt das jeweils dazugehörige Balkendiagramm die gemessene relative Koksanzahl pro Sektor.

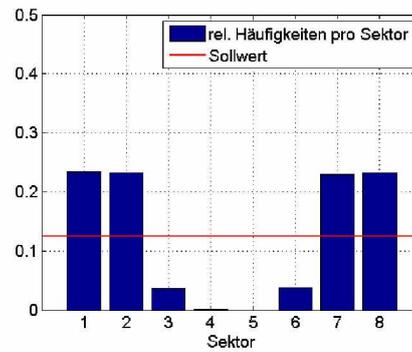
Neben den zuvor beschriebenen Versuchen wurde auch die Verteilung des Kokses ohne der Verwendung eines Trennkeils untersucht. Mit Ausnahme des Abbaus der Trennvorrichtung wurde ansonsten am Versuchsaufbau nichts geändert. Die aus der Rohröffnung geschleuderten Koksstücke besitzen je nach ihrer Geschwindigkeit eine steilere bzw. flachere Wurfparabel. Um eine möglichst mittigen Kokseintrag erzielen zu können, lässt sich die Abwurfhöhe stufenweise verändern. Die Einstellung des Neigungswinkels bleibt konstant bei 40° .

Die Aufnahmen in Abb. 5.8(a) und Abb. 5.8(b) zeigen die sich einstellende Koksverteilung bei 40° Rohrneigungswinkel und 54 cm bzw. 40 cm Höhenunterschied zwischen der Abwurfhöhe der Koksstücke und dem Niveau des sich unterhalb befindlichen Granulatbetts.

Die gewonnenen Versuchsergebnisse zeigen im Vergleich zu jenen mit einer Trennung des Koksmassenstroms ebenfalls eine gute Verteilungsqualität der Koksstücke. Zusammenfassend ist festzuhalten, dass diese Form der direkten Koksabgabe in den Inducarb-Reaktor eine durchaus gelungene Alternative darstellt. Zudem kann die Konstruktion der Schnittstelle InduCarb-Fallrohr deutlich vereinfacht werden.



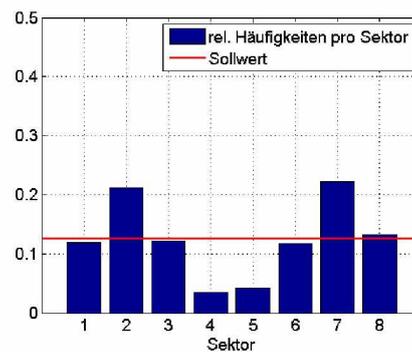
(a)



(b)



(c)

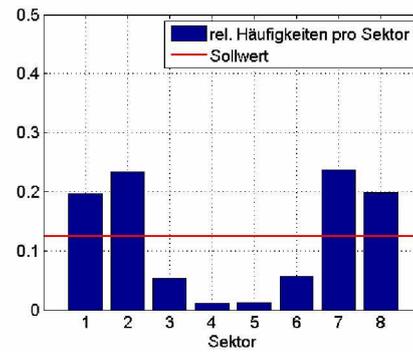


(d)

Abbildung 5.6: Abb. 5.6(a) - 5.6(d) zeigen einen Vergleich der Verteilungsqualität zwischen Versuchsnummer 1 mit 51 % und Versuchsnummer 7 mit 76,8 % Gleichverteilung. Die rote horizontale Linie im nebenstehenden Balkendiagramm charakterisiert den Sollwert d.h. die relative Koksanzahl bei einer zu 100% gleichmäßigen Koksverteilung. Die Höhe der einzelnen Balken gibt den wahren Prozentsatz in den einzelnen Sektor wieder.



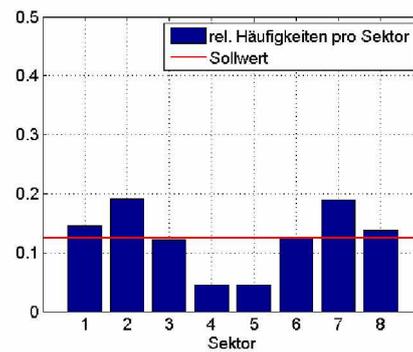
(a)



(b)



(c)



(d)

Abbildung 5.7: Abb. 5.7(a) - 5.7(d) zeigen einen Vergleich der Verteilungsqualität zwischen Versuchsnummer 3 mit 58,3 % und Versuchsnummer 8 mit 79,9 % Gleichverteilung. Die relative Anzahl der Koksstücke pro Sektor ist ebenfalls in den Balkendiagrammen Abb. 5.7(b) und Abb. 5.7(d) aufgeschlüsselt.



Abbildung 5.8: Ergebnisse zur Koksverteilung bei einer Abwurfhöhe von 54 cm in Abb. 5.8(a) und 40 cm in Abb. 5.8(b)

5.3 Bewegung der Koksschüttung im Rohr

Aus der Entwurfsphase in Kapitel 3 geht hervor, dass zur Realisierung der angestrebten Koksvorwärmung ein bekanntes Koksvolumen in die rohrförmige Vorwärmzone und nachgeschaltete Pufferzone zu befördern ist. Die folgenden Experimente sollen zeigen, ob eine Bewegung der Koksschüttung mittels eines pneumatisch angetriebenen Kolbens möglich ist und wie hoch der dafür erforderliche Kraftaufwand ist. Neben der Kraftmessung wird auch die Zuverlässigkeit des Ausschiebevorgangs unter Verwendung beider Koksarten (Perlkoks, Stückkoks) geprüft.

5.3.1 Versuchsaufbau

Der Versuchsaufbau besteht im wesentlichen aus zwei geflanschten Rohrstücken und der dazugehörigen Antriebseinheit (siehe Abb. 5.9). Am hinteren Teil befindet sich ein Aufgabestutzen, durch welchen die einzelnen Koksportionen in den Förderraum eingebracht werden. Weiters ist am ersten Rohr eine Ausnehmung für den späteren Gasabzug vorgesehen, um feststellen zu können, ob der Koksdurchfluss dadurch gestört wird oder nicht. Dabei wurde das Grundgerüst, welches zur Lagerung der beiden Rohrsegmente dient, aus den Versuchen zur Koksverteilung übernommen.



Abbildung 5.9: Versuchsstand für die Koksförderung

Die Förderung des Kokshaufwerks im Rohr erfolgt durch einen 300 *mm* langen Stahlkolben, der mit der ausfahrbaren Kolbenstange des Pneumatikzylinders verschraubt ist. Besonderen Wert wurde auf die zentrische Ausrichtung der Antriebseinheit gelegt, um eine kritische Verbiegung der Kolbenstange zu verhindern.

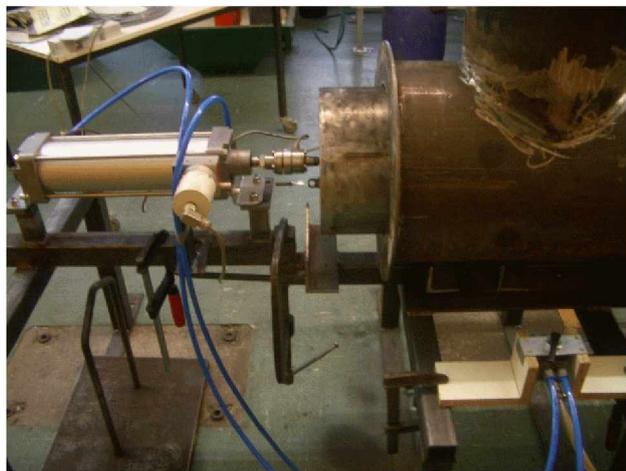


Abbildung 5.10: Pneumatikzylinder mit Versorgungsleitungen ausgehend vom 5/2 Wegeventil

Der Pneumatikzylinder der Firma Festo (Abb. 5.10) erreicht bei einem Versorgungsdruck von 6 *bar* eine theoretische Maximalkraft von ca. 4700 *N*.

Die nicht einstellbare Hublänge der Kolbenstange beträgt 300 mm . Befindet sich der Förderkolben in seiner vorderen Endlage, ist der Aufgabestutzen abgeschlossen und kein Koks gelangt mehr in den Förderraum. Genauere Daten und weiterführende Erklärungen zum Pneumatikzylinder finden sich im Anhang C. Die Regelung des Vor- und Rückhubs erfolgt durch die Betätigung eines 5/2 Wegeventil mit Handhebelschaltung. In Abb. 5.11 sind der seitlich angebrachte Wegmesser und die zwischen Kolbenstange und Förderkolben geschaltete Kraftmessdose erkennbar, wodurch die Aufnahme des Kraft-Weg-Verlaufs ermöglicht wird. Mithilfe des piezoelektrischen Kraftaufnehmers können Lasten bis zu 10 kN erfasst werden. Der Wegaufnehmer misst die abgewickelte Länge des Ziehseils, welches beim Förderkolben eingehängt ist.

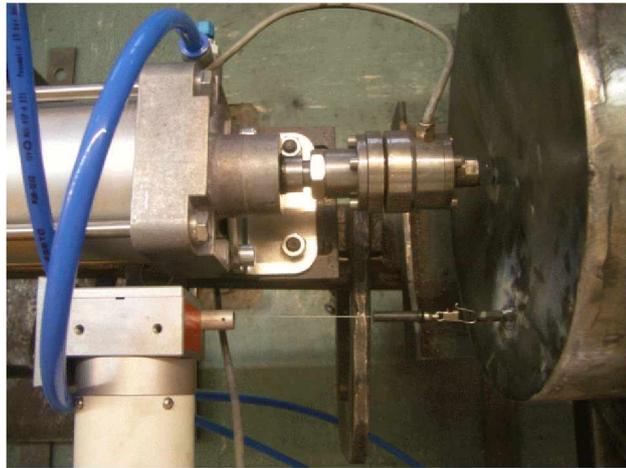


Abbildung 5.11: Einbausituation der Kraftmessdose und des Wegaufnehmers mit dazugehörigem Ziehseil

Zur Untersuchung der erforderliche Ausschiebearbeit wurden im Rahmen zweier verschiedener Messerien die Rohrlänge und das damit verbundene Schüttungsvolumen variiert. In der Versuchsanordnung 1 (Abb. 5.12(a)) beträgt die Schüttungslänge $1,3\text{ m}$ und erstreckt sich über 3 miteinander verbundene Rohrsegmente. Dagegen ist in Versuchsanordnung 2 (Abb. 5.12(b)) nur mehr eine Rohrlänge von $0,85\text{ m}$ mit Koks aufgefüllt. Zu diesem Zweck wurde das Koksaufragemodul in Gegenrichtung eingebaut und das vordere Rohrstück weggelassen.

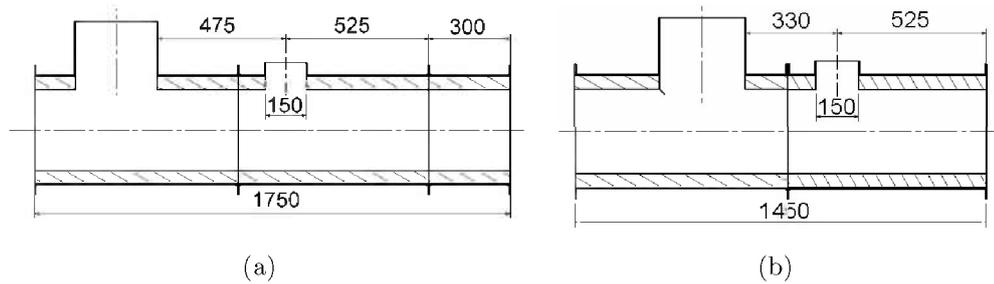


Abbildung 5.12: Abmessungen zur Versuchsanordnung 1 Abb. 5.12(a) und Versuchsanordnung 2 Abb. 5.12(b)

5.3.2 Versuchsdurchführung

Vor Beginn des Kokseintrages in den Ausschiebekanal wird mithilfe mehrerer Leerfahrten des Förderkolbens das Kraftniveau bestimmt, welches erforderlich ist, um die Reibung zwischen Kolbenfläche und dem Auskleidungswerkstoff zu überwinden. Im nächsten Schritt wird pro Arbeitshub eine zusätzliche Koksportion in den Förderraum eingebracht. Bei Verwendung von Perlkoks beläuft sich die jeweils aufgegebenen Koksmenge auf ca. 3 kg bzw. bei Stückkoks auf ca. 5 kg je Förderhub. Der Endzustand ist erreicht, sobald die komplette Rohrlänge befüllt ist und sich ein zyklischer Koksauwurf am vorderen Ende der Anlage einstellt.

5.3.3 Versuchsergebnisse

Die ersten Versuche zeigten deutlich, dass die Förderung bei einer Schüttungslänge von 1,3 m gemäß Abb. 5.12(a) sowohl bei Perlkoks als auch insbesondere bei größeren Stückkoks einen sehr hohen Kraftaufwand erfordert. Der Pneumatikzylinder war selbst bei 9 bar Lieferdruck und der daraus resultierenden Maximalkraft von über 6000 N nicht in der Lage den Koks über die gesamten 300 mm Hublänge erfolgreich vorwärts zu bewegen. In den meisten Fällen kam der Ausschiestempel bereits nach rund 200 mm zum Stillstand. Auch weitere Stempelhübe ohne Koksnachschub konnten an der festgefahrenen Situation nichts ändern. In Abb. 5.13 sind die resultierenden Förderlängen für je einen Fehlversuch bei Perl- und Stückkoks eingezeichnet.

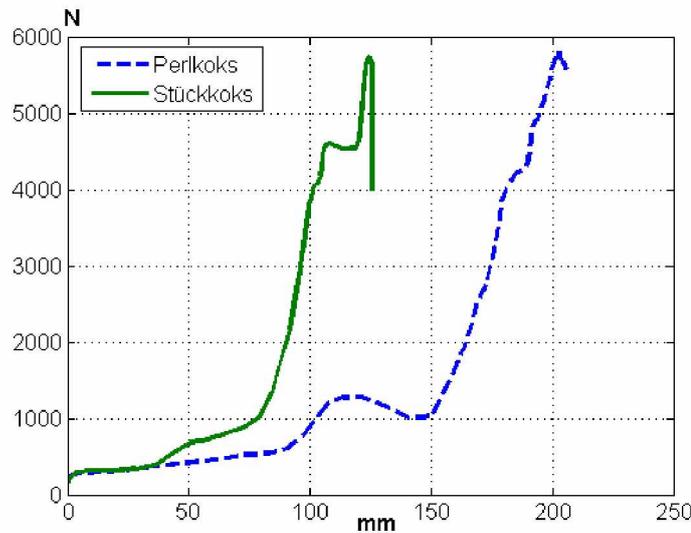


Abbildung 5.13: Kraftverlauf nach Versuchsanordnung 1

Der unerwartet hohe Kraftaufwand für den Ausschiebevorgang könnte damit zusammenhängen, dass der Koks sehr stark in sich zusammenpackt und dadurch die Zylinderkraft radial umgelenkt wird. Denn das Gesamtgewicht des Haufwerks macht bei aufgefülltem Rohr nicht mehr als ungefähr 35-40 kg aus. Weiters besteht auch die Möglichkeit, dass sich der Kolben aufgrund des vorhandenen seitlichen Spiels selbst teilweise im Rohrrinnenraum verkeilt, wenn der Widerstand beim Zusammenschieben der Koksschüttung ansteigt. Eine zusätzliche Erklärung für den großen Kraftbedarf liefert der eintretende Koksauftau in der Öffnung des Gasabzugs. Sobald durch den Förderstößel Druck aufgebaut wird, kommt es zu einer Verklemmung und der Vorschub des gesamten hinteren Förderguts ist dadurch stark behindert. In Abb. 5.14 sind mehrere Koksstücke erkennbar, die über die obere Rohrkante hinausragen und zwischen Abzugsschacht und der nachfolgenden Koksschüttung eingeklemmt werden. Ein wichtiger Aspekt dabei ist, dass mit zunehmender Versuchsanzahl, auch die Kokshöhe im rechteckigen Anschlussstück ansteigt.

Aufbauend auf den Erkenntnissen aus der ersten Versuchsreihe wurden im Rahmen der zweiten Versuchsreihe einige Veränderungen am Versuchsaufbau vorgenommen (siehe Abb. 5.12(b)). Neben der Verkürzung der Rohrlänge



Abbildung 5.14: Über die Oberkante des Rohrs hinausragende Koksstücke führen zum Verklemmen der gesamten Koksschüttung

um 450 *mm*, wurde ein Gitter im Bereich des Gasabzugs angebracht, um ein Herausdrücken der Koksstücke zu verhindern (Abb. 5.15).



Abbildung 5.15: Gasabzug mit eingebautem Metallgitter

Nach dem Umbau der Anlage konnte die ordnungsgemäße Funktion des Fördervorgangs unter Einsatz von Perlkoks sichergestellt werden. Der gemessene Kraftbedarf über die Hublänge ist jedoch deutlichen Schwankungen unterworfen. In Abb. 5.16 sind die Messergebnisse von 4 ausgewählten Versuchen mit Perlkoks eingezeichnet. Die gegen Ende der Förderstrecke auftre-

tende Maximalkraft der rot eingezeichneten Messkurve beträgt 4700N und ist damit im Vergleich zum Maximalwert von 2400N des grün markierten Messverlaufs fast doppelt so groß.

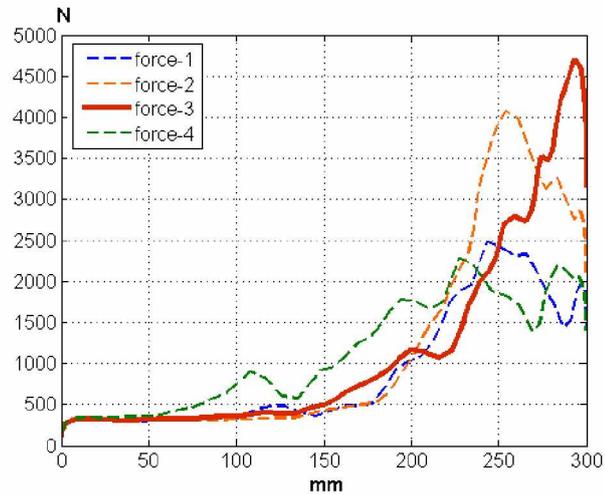


Abbildung 5.16: Kraft-Weg Diagramm des Fördervorgangs

Bei Stückkoks hingegen blieb trotz mancher erfolgreicher Durchführungen die Zuverlässigkeit insgesamt schlecht.

Kapitel 6

Diskussion

Die Ergebnisse der in Kapitel 5 beschriebenen durchgeführten Untersuchungen bezüglich der Bewegung des Kokshaufwerks und der darauf folgenden Koksaufteilung zeigen, dass der entwickelte Entwurf zur Lösung der Kokschargierung mittels eines Förderstössels (Abb. 3.2) die gestellten Anforderungen weitgehend erfüllt.

Der gewählte Anlagenaufbau ermöglicht eine variable Dosierung der Koks menge durch Regelung des Stempelhubes bzw. durch Änderung der Zeitinter valle zwischen den einzelnen Hüben, die Koks z u f ü h r u n g u n t e r L u f t a b s c h l u s s s o w i e d i e K o k s v o r w ä r m u n g m i t h i l f e d e s A b g a s t r o m s.

Die Durchführbarkeit des Ausschiebevorgangs der Perlkoksschüttung über eine Förderlänge von ca. 850 *mm* konnte mithilfe mehrerer erfolgreicher Messungen (Abb. 5.16) bestätigt werden. Hingegen blieben die Förderver suche u n t e r E i n s a t z d e s d e u t l i c h g r ö ß e r e n S t ü c k k o k s m e i s t e r f o l g l o s. D e r H a u p t g r u n d f ü r d e n d e u t l i c h h ö h e r e n K r a f t b e d a r f b e i S t ü c k k o k s l i e g t v e r m u t l i c h d a r i n, d a s s d a s a n f ä n g l i c h l o c k e r e H a u f w e r k d u r c h d i e H u b b e w e g u n g d e s F ö r d e r k o l b e n s z u n e h m e n d z u s a m m e n g e p a c k t w i r d u n d s i c h i n f o l g e s e i n e r G r ö ß e s o w i e s e i n e r F o r m i m R o h r r i n n e r e n s t a r k v e r k e i l t. W e i t e r s m u s s t e w ä h r e n d d e r M o n t a g e f e s t g e s t e l l t w e r d e n, d a s s d i e z u r V e r f ü g u n g s t e h e n d e n R o h r s e g m e n t e n i c h t e x a k t i n e i n a n d e r f l u c h t e n u n d d a d u r c h e i n k l e i n e r A b s a t z e n t s t e h t, d e r e i n e n z u s ä t z l i c h e n W i d e r s t a n d h e r v o r r u f t. E i n s c h r ä n k e n d m u s s n o c h f e s t g e h a l t e n w e r d e n, d a s s d e r e i n g e s e t z t e P n e u m a t i k z y l i n d e r e i n e t h e o r e t i s c h e r M a x i m a l k r a f t v o n 4700 *N* b e i 6 *bar* L i e f e r d r u c k b e s i t z t.

Die Funktionsfähigkeit der Koksvorwärmung wurde anhand eines selbst erstellten MatLab-Berechnungsmodells geprüft und daraus die notwendige Länge der Koksvorwärmzone ermittelt. Die Verwendung einer Gegenstromwärmeübertragung ermöglicht eine effiziente Ausnutzung der zur Verfügung stehenden Energie des 1600°C heißen Abgasstromes. Die Temperaturverläufe in Abb. 4.15 und Abb. 4.17 weisen bereits nach 400 mm Vorwärm länge eine Koksaustrittstemperatur von über 1000°C auf und eine Abgastemperatur die sich je nach Koksmassenstrom ebenfalls zwischen 1000°C und 1100°C bewegt. Gewisse Einschränkungen in der Genauigkeit der Simulationsergebnisse zur Wärmeübertragung Abgas-Koks ergeben sich zwangsläufig durch folgende getroffene Vereinfachungen im Vergleich zu den realen Bedingungen. Zum Einen wurde die komplizierte Geometrie der Koksstücke durch eine generelle Kugelform ersetzt, sowie eine Größenverteilung der Koksstücke im Haufwerk nicht berücksichtigt und stattdessen eine Einheitsgröße angenommen. Die Auswirkungen des Größeneinflusses der Koksstücke sind in Tab. 4.10 zusammengestellt.

Die Auswertung der Experimente zur Verteilung des Kokses im InduCarb-Reaktor sind ebenfalls in Kapitel 5 enthalten. Im Rahmen der Untersuchungen wurden die 3 wichtigsten Einflussgrößen Keilform, Neigungswinkel des Fallrohres und Koksgröße systematisch mithilfe der Methoden der statistischen Versuchsplanung analysiert. Sowohl mit ansteigendem Neigungswinkel als auch mit einer angepassten Keilform verbesserte sich die Koks aufteilung über die einzelnen Sektoren. Interessanterweise lieferten auch die Versuche ohne Trennkeil eine gute Verteilung der abgeworfenen Koksstücke. Somit kann von der Installation eines Trennkeils Abstand genommen werden, weil sich der damit verbundene zusätzliche Aufwand nicht auszahlt.

Zusammenfassend lässt sich sagen, dass insbesondere die Koksgröße als limitierender Faktor bezüglich der möglichen Förder- bzw. durchströmten Schüttungslänge auftritt. Je grobkörniger Koks ist desto mehr steigt der Kraftbedarf bei gleich bleibender Schüttungslänge an. Zusätzlich bleibt die Unsicherheit bestehen, ob sich bei erhitztem Koks ein möglicherweise anderes Förderverhalten einstellt als das bei den Versuchen unter Raumtemperatur der Fall war.

In weitere Folge sollten die in der Wärmeübertragungsberechnung ver-

wendeten Koksparameter an die letztendlich verwendete Kokssorte angepasst und die spezifische Oberfläche der Koksstücke berücksichtigt werden. Auch eine praktische Untersuchung der Koks vorwärmung ist meiner Meinung nach unbedingt erforderlich, weil, wie bereits zuvor erwähnt, die Simulation nicht alle realen Bedingungen nachbilden kann. Ein wichtiger Aspekt dabei ist die Kenntnis vom Strömungsverhalten des Abgases im Kokshaufwerk. Ebenso wurden im Rahmen der Diplomarbeit nur bestimmte Teilbereiche der späteren Anlage näher betrachtet und getestet, jedoch auf einen Funktionstest der Gesamtanlage, aufgrund des im Rahmen einer Diplomarbeit nicht zu bewältigenden Aufwands, verzichtet. Vor allem zur Förderstrecke Bunker-Aufgabetrichter müssen noch weitere Untersuchungen durchgeführt werden.

Literaturverzeichnis

- [1] Antrekowitsch J, Hochenhofer M, and Offenthaler D. A thermochemical study of different options for halogen removal from nonferrous metal-containing wastes. In *Proc. of 134th TMS Annual Meeting & Exhibition*, pages 1011 – 1019, 2005.
- [2] Antrekowitsch J, Offenthaler D, and A. Edlinger. Inducarb - a new reducing facility for various oxidic. In *Proc. of Sohn International Symposium 5*, pages 163 – 170, 2006.
- [3] Bodenstein F. Haberhauer H. *Maschinenelemente*. Springer, Berlin Heidelberg, 2001.
- [4] Zebisch HJ. *Fördertechnik 2*. Vogel, Würzburg, 1980.
- [5] Finkenbeiner T. *VDI-Forschungsheft*, (563).
- [6] *Ruhrkohlen-Handbuch*. Glückauf, Essen, 1987.
- [7] Pfeifer H. *Grundlagen der Fördertechnik*. Vieweg, Braunschweig Wiesbaden, 1979.
- [8] Diepschlag E. *Der Hochofen*. Spamer, Leipzig, 1932.
- [9] Raupenstrauch H. Vorlesungsmanuskript “Grundfragen der Wärmetechnik”, 2002.
- [10] VDI-Gesellschaft Verfahrenstechnik und Chemieingenieurwesen. *VDI-Wärmeatlas*. VDI-Verlag, Düsseldorf, 1991.
- [11] Rau M Angermann A, Beuschel M. *Matlab-Simulink-Stateflow*. Oldenbourg, München, 2005.

-
- [12] Hoffmann HJ. Cerbe G. *Einführung in die Thermodynamik*. Hanser, München Wien, 2002.
- [13] Stephan K. Baehr HD. *Wärme- und Stoffübertragung*. Springer, Berlin Heidelberg, 1998.
- [14] Gillespie BM. Local and average interphase heat transfer coefficients in a random packed bed of spheres. *Amer Inst Chem Eng J*, 14(3):483–490, 1968.
- [15] Gnielinski V. Neue Gleichungen für den Wärme- und Stoffübergang in turbulent durchströmten Rohren und Kanälen. *Forsch Ing-wesen*, 41(1):8–16, 1975.
- [16] Chu HHS Stuart W, Churchill SW. Correlating equations for laminar and turbulent free convection from a horizontal cylinder. *Int J Heat Mass Transfer*, 18(9):1049–1053, 1975.
- [17] Grote K-H. Beitz W. *Doppel-Taschenbuch für den Maschinenbau*. Springer, Berlin, 1997.
- [18] Gnielinski V. Gleichungen zur Berechnung des Wärme- und Stoffaustausches in durchströmten ruhenden Kugelschüttungen bei mittleren und großen Pecletzahlen. *Verfahrenstechnik*, 12(6):363–366, 1978.
- [19] Gnielinski V. Berechnung des Wärme- und Stoffaustausches in durchströmten ruhenden Schüttungen. *Verfahrenstechnik*, 16(1):36–39, 1982.
- [20] Huhn J Elsner N, Fischer S. *Grundlagen der techn. Thermodynamik Band 2*. Akademie Verlag, Berlin, 1993.
- [21] Scheffler E. *Statistische Versuchsplanung und -auswertung*. Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, Stuttgart, 1997.
- [22] Kopka H. *Latex - Eine Einführung*. Addison-Wesley, München, 2000.

Anhang A

MATLAB- Berechnungsunterlagen

Berechnungsfile der Gegenstromwärmeübertragung innerhalb der Vorwärmzone:

```
%Temp-Verlust 28°C bzw 46°C bei 1,5m Zuführungsrohr, 1cm Isolierung  
T_1E=1572; T_2E=23;    %[°C] T_1E=1554 bei V1=304 [Nm3/h]
```

```
d=0.3;                %[m]  
A=d2/4*pi;          %[m2]  
d_mk=0.06;           %[m] mittlere Durchmesser der Koks-Körnung  
%bei Annahme einer Kugelform
```

```
%resultierende Endtemperatur des Abgasstroms nach Gegenstromprinzip  
%Skript Wärmetechnik Seite 2-15
```

```
TV_1A=zeros(10,1);  
TV_2A=zeros(10,1);  
t_bez=zeros(1,5);
```

```
%Annahme T_2A Koksaustrittstemp=800°C - muss iteriert werden  
T_2A=800;            %[°C]
```

```
step=0.1;

for n=1:10

    l_Rohr=n*step;
    t_bez(n,1)=1500;
    counter =1;

while counter < 5 % 5 Iterationsschritte für t_bez

% Aufrufen der Stoffwerte für CO aus anderen m-File
    syms x1
    syms x2
    syms x3
    syms x4
    [p_nuCO,p_cpCO,p_rhoCO,p_lambdaCO]=StoffCO(x1,x2,x3,x4);

    nuCO=polyval(p_nuCO,t_bez(n,counter));
    cpCO=polyval(p_cpCO,t_bez(n,counter));
    rhoCO=polyval(p_rhoCO,t_bez(n,counter));
    lambdaCO=polyval(p_lambdaCO,t_bez(n,counter));

% Berechnung der Kugelfläche
    O_p=d_mk^2*pi; % [m^2]
    V_p=4/3*(d_mk/2)^3*pi;

% Dichte von Koks [m^3]
    rho_koks=1000; % [kg/m^3]

% Aufrufen der Stoffwerte für Koks aus anderen m-File
    T_Koks=(T_2A+T_2E)/2;
    syms k1;
    [p_cpKoks]=StoffKoks(k1);

    cpKoks=polyval(p_cpKoks,T_Koks);
```

```

% Berechnung der Strömungsgeschwindigkeit bei t_bez ausgehend vom
% Volumenstrom V1 bei 25°C bez. 298 K
  V1=574.3; % bzw. V1=304 [Nm^3/h]
  Vbez=V1*t_bez(n,counter)/273/3600; % [Nm^3/s]
  w=Vbez/A; % [m/s]
% Massenströme
  V1=574.3; %bzw. V1=304 [Nm^3/h]
  m1=V1*1000/22.4*30/1000; % [kg/h] CO-Abgas
  m2=384.3; %bzw. m2=210.5 [kg/h] Koks

% Wärmekapazitätsströme
  W1=m1*cpCO/3600; %Massenströme in [kg/s] eingesetzt
  W2=m2*cpKoks/3600; % [J/s K]

%spez. Oberfläche des Haufwerks
  ap5=54, ap6=45; % [m^2/m^3]

% Austauschfläche
  A_k=A*1_Rohr*54; % [m^2]
  Volumen=A*1_Rohr; % [m^3]

% Wärmeübergangskoeff für überströmten kugelförmigen Partikel
% siehe Wärmeatlas Seite Gh1
  aCO=lambdaCO/(rhoCO*cpCO);
  Re=w*d_mk/nuCO/0.55;
  Pr=nuCO/aCO;

  Nu_lam=0.664*sqrt(Re)*(Pr^(1/3));
  Nu_turb=0.037*(Re^0.8)*Pr/(1+2.443*(Re^-0.1)*(Pr^(2/3)-1));
  Nu_ek=2+sqrt(Nu_lam^2+Nu_turb^2);

  alpha_k=Nu_ek*lambdaCO/d_mk*1.6;

% Berechnung der dimensionslosen Temperaturänderung P1
  R1=W1/W2;
  NTU1=((alpha_k*A_k)/W1);

```

```

P1=(1-exp((R1-1)*NTU1))/(1-R1*exp((R1-1)*NTU1));

T_1A=T_1E-P1*(T_1E-T_2E);           % Austrittstemp Abgas
T_2A=R1*P1*(T_1E-T_2E)+T_2E;       % Austrittstemp Koks

t_bez(n,counter+1)=(T_1E+T_1A)/2;
counter=counter+1;
end
TV_1A(n,1)=T_1A;
TV_2A(n,1)=T_2A;
end

```

Berechnungsfile zur Wärmeabgabe an die Umgebungsluft:

```

s_ff=0.15;           %Schichtdicke Feuerfestmaterial [m] Annahme
s_stahl=0.01;       %Schichtdicke Stahlmantelung [m] Annahme

d1=0.30;           %[m]
d2=d1+2*s_ff;
d3=d2+2*s_stahl;

U=d1*pi;
U3=d3*pi
A=(d1/2)^2*pi;

TV_1A=zeros(6,1);
t_bez=zeros(6,5);

%Umgebungstemperatur
tu=20;             %[°C]
%Annahme tw2 Wandaußentemp=500°C - muss iteriert werden
tw2=500;           %[°C]

T_1E=1600;

```

```
for n=1:6

    l=n*0.5;
    A_wd1=d1*pi*l;
    A_wd3=d3*pi*l;
    counter=1;
    t_bez(n,1)=1500;
    T_1A=1500;
while counter < 5 % 5 Iterationsschritte für t_bez

% Aufrufen der Stoffwerte für CO aus anderen m-File
    syms x1
    syms x2
    syms x3
    syms x4
    [p_nuCO,p_cpCO,p_rhoCO,p_lambdaCO]=StoffCO(x1,x2,x3,x4);

    nuCO=polyval(p_nuCO,t_bez(n,counter));
    cpCO=polyval(p_cpCO,t_bez(n,counter));
    rhoCO=polyval(p_rhoCO,t_bez(n,counter));
    lambdaCO=polyval(p_lambdaCO,t_bez(n,counter));

% konstruktive Länge = Innendurchmesser
    l_k=d1;

% Berechnung der Strömungsgeschwindigkeit bei t_bez ausgehend vom
% Volumenstrom V1 bei 25°C bez. 298 K
    V1=304;
    Vbez=V1*t_bez(n,counter)/(273)/3600; %[Nm^3/s]
    w=Vbez/A;      %[m/s]
    m1=V1*1000/22.4*30/1000/3600;

% Temperaturleitfähigkeit von CO
    aCO=lambdaCO/(rhoCO*cpCO);
```

```
% dimensionslose Kennzahlen
    Pe=w*l_k/aCO;
    Re=w*l_k/nuCO;
    Pr=nuCO/aCO;

% Widerstandsbeiwert für turbulente Rohrströmung VDI Gn 7
    zeta=(1.82*log10(Re)-1.64)^(-2);

% mittlere Nußeltzahl nach VDI Gb 7
    Nuturb1=(zeta/8)*(Re-1000)*Pr/(1+12.7*sqrt(zeta/8)*(Pr^(2/3)-1))
    *(1+(d1/l)^(2/3));

% Wärmeübergangskoeff CO
    alphaCO=Nuturb1*lambdaCO/l_k;

% Aufrufen der Stoffwerte für Luft aus anderen m-File
    T_Luft=(tw2-tu)/2
    syms z1
    syms z2
    syms z3
    [p_nuLuft,p_aLuft,p_lambdaLuft]=StoffLuft(z1,z2,z3);

    nuLuft=polyval(p_nuLuft,T_Luft);
    aLuft=polyval(p_aLuft,T_Luft);
    lambdaLuft=polyval(p_lambdaLuft,T_Luft);

% konstruktive Länge = Überströmlänge
    l_k=d3;

% dimensionslose Kennzahlen
    Pe=w*l_k/aLuft;
    Pr=nuLuft/aLuft;
    Ra=9.81*0.00338*(tw2-tu)*l_k^3/(nuLuft*aLuft);

% freie Strömung horizontaler Zyl, h=Rohrlänge
    f3=1/(1+(0.559/Pr)^(9/16))^(16/9);
```

```

    NuLuft=(0.752+0.387*(Ra*f3).^(1/6)).^2;

% Wärmeübergangskoeff
    alphaLuft=NuLuft*lambdaLuft/l_k;

% Wärmeleitfähigkeit [W/K m] Korund90%
% siehe VDI-Wärmeatlas Deb3 bei t=950°C
    lambdaKOR=2.23;

% Wärmeleitfähigkeit [W/K m] Stahl
% siehe Cerbe Seite 325 bei t=500°C
    lambdaSTEEL=0.04; %41

% Wärmedurchgangswiderstand bei mehrschichtigen Rohrwand
% siehe Springer Seite 35, log entspricht ln
    R_wd=1/(pi*1)*(1/(alphaCO*d1)+1/2*(1/lambdaKOR*log(d2/d1)
        +1/lambdaSTEEL*log(d3/d2))+1/(alphaLuft*d3));

% Errechnete mittlere Wandtemperaturen tw1 und t1=t_bez
% müssen iteriert werden, t2=tu
    Tlog2=((T_1A-tu)-(T_1E-tu))/log((T_1A-tu)/(T_1E-tu))

    konst1=exp((T_1A-T_1E)/(1/R_wd*Tlog2/(alphaCO*U*1)));
    tw1=(konst1*T_1E-T_1A)/(konst1-1);

% Errechnen der neuen AUSTRITTSTEMPERATUR T_1A
    T_1A=tw1+(T_1E-tw1)*exp(-alphaCO*U/(m1*cpCO)*1); %rhoCO*w*A
    Tlog=((T_1A-tw1)-(T_1E-tw1))/log((T_1A-tw1)/(T_1E-tw1))

    Q=m1*cpCO*(T_1E-T_1A);
    Q2=alphaCO*U*1*Tlog;
    Q3=1/R_wd*Tlog2;
    t_bez(n,counter+1)=(T_1E+T_1A)/2;
    tw2=Q/(alphaLuft*pi*d3*1)+tu
    counter=counter+1;
end

```

```
TV_1A(n,1)=T_1A;
```

```
QV(n,1)=Q;
```

```
QV2(n,1)=Q2;
```

```
QV3(n,1)=Q3;
```

```
tvw1(n,1)=tw1;
```

```
tvw2(n,1)=tw2;
```

```
end
```

Anhang B

MATLAB-Definition der Stoffwerte

Die benötigten Stoffwerte von Kohlenmonoxid bei unterschiedlichen Temperaturen werden aus folgendem MATLAB-File herausgelesen.

```
%Übergabe-Funktion der Stoffwerte
function[p_nuCO,p_cpCO,p_rhoCO,p_lambdaCO]=StoffCO(y1,y2,y3,y4)

%Temperaturbereiche in °C
x0=(0:100:1000)';
x1=(27:100:1227)'; %Werte in Kelvin 300:100:1500
x2=[(27:100:1227),1477]';
x3=[(0:100:500),1000]';
xt=(0:100:1500)';

%kinemat. Viskosität [m^2/s] aus Ruhrkohlenhandbuch Seite 367
nuCO=[15.7e-6,26e-6,38.3e-6,52.1e-6,67.5e-6,84.5e-6,103e-6,
122.5e-6,143.5e-6,166e-6,189e-6,214.5e-6,241.5e-6]';
etaCO=[17.9e-6,22.2e-6,26.1e-6,29.6e-6,32.9e-6,36e-6,39e-6,
41.8e-6,44.5e-6,47.1e-6,49.1e-6,52.3e-6,54.9e-6]';

%spez. Wärmekapazität [J/kg K] aus Ruhrkohlenhandbuch Seite 369
cpCO=[1.0405e3,1.0475e3,1.0637e3,1.0868e3,1.113e3,1.139e3,1.163e3,
```

```
1.1847e3,1.2035e3,1.2199e3,1.2341e3,1.2464e3,1.2571e3,1.2782e3]';

%spez. Wärmekapazität [J/K m^3] aus Ruhrkohlenhandbuch Seite 368
cpCOm=[1.184e3,0.894e3,0.7262e3,0.6183e3,0.5427e3,0.4860e3,0.4411e3,
0.4044e3,0.3735e3,0.347e3,0.3241e3,0.3039e3,0.2861e3,0.2493e3]';

%Dichte [kg/m^3]
%rhoCO=etaCO./nuCO    auch möglich
rhoCO=cpCOm./cpCO;

%Wärmeleitfähigkeit [W/K m] aus VDI-Wärmeatlas Dc27
lambdaCO=[0.023,0.030,0.037,0.043,0.049,0.055,0.081]';

%Interpolation der temperaturabhängigen Stoffwerte
p_nuCO=polyfit(x1,nuCO,2);
f_nuCO=polyval(p_nuCO,xt);
%plot(x1,nuCO,'o',xt,f_nuCO,'-', 'LineWidth',2.5)
%xlabel('T (°C)', 'FontSize',12);
%ylabel('\nu (m^2/s)', 'FontSize',12);
%legend('Datenpunkte', 'Polynom');

p_cpCO=polyfit(x2,cpCO,9);
f_cpCO=polyval(p_cpCO,xt);
%plot(x2,cpCO,'^',xt,f_cpCO,'-', 'LineWidth',2)
%xlabel('T (°C)', 'FontSize',12);
%ylabel('c_p (J/kg K)', 'FontSize',12);
%legend('Datenpunkte', 'Polynom');

p_rhoCO=polyfit(x2,rhoCO,10);
f_rhoCO=polyval(p_rhoCO,xt);
%plot(x2,rhoCO,'o',xt,f_rhoCO,'-', 'LineWidth',2.5);
%xlabel('T [°C]', 'FontSize',12);
%ylabel('\rho [kg/m^3]', 'FontSize',12);
%legend('Datenpunkte', 'Polynom');

p_lambdaCO=polyfit(x3,lambdaCO,2);
```

```
f_lambdaC0=polyval(p_lambdaC0,xt);
%plot(x3,lambdaC0,'o',xt,f_lambdaC0,'-', 'LineWidth',2.5);
%xlabel('T [°C]', 'FontSize',12);
%ylabel('\lambda W/(m K)', 'FontSize',12);
%legend('Datenpunkte', 'Polynom');
```

Die spezifische Wärmekapazität von Koks, entnommen aus dem Ruhrkohlenhandbuch, ist nachträglich aufgeführt.

```
%Übergabe-Funktion der Stoffwerte
function[p_cpKoks]=StoffKoks(y1)

%Temperaturbereiche in °C
x=[100,500,1000,1200]';
xt=(0:100:1500)';

%spez Wärmekapazität [J/kg K] aus RKH s.90
cpKoks=[800,1260,1550,1630]';

%Interpolation der temperaturabhängigen Stoffwerte
p_cpKoks=polyfit(x,cpKoks,2);
%f_cpKoks=polyval(p_cpKoks,xt);
%plot(x,cpKoks,'o',xt,f_cpKoks,'-', 'LineWidth',2.5)
```

Zur Berechnung der Wärmeverluste im Zuführungsrohr werden die Stoffwerte der Umgebungsluft in folgenden Programmzeilen definiert.

```
%Übergabe-Funktion der Stoffwerte
function[p_nuLuft,p_aLuft,p_lambdaLuft]=StoffLuft(y1,y2,y3)

%Temperaturbereiche in °C
x=(100:100:400)';
```

```
%kinemat. Viskosität [m2/s] aus VDI-Atlas Db26  
nuLuft=[235.1e-7,354.7e-7,491.8e-7,645.1e-7]';
```

```
%Temperaturleitfähigkeit [m2/s] aus VDI-Atlas Db27  
aLuft=[332.6e-7,503.1e-7,694.3e-7,903.8e-7]';
```

```
%Wärmeleitfähigkeit [W/mK] aus VDI-Atlas Db24  
lambdaLuft=[31.39e-3,37.95e-3,44.09e-3,49.96e-3]';
```

```
%Interpolation der temperaturabhängigen Stoffwerte  
p_nuLuft=polyfit(x,nuLuft,2);  
p_aLuft=polyfit(x,aLuft,2);  
p_lambdaLuft=polyfit(x,lambdaLuft,2);
```

Anhang C

Datenblätter

Die Ergebnisse durchgeführten Analysen für die Abschätzung des Koksbedarfs in Abb. C.1 und Abb. C.2 zeigen eine deutliche Abhängigkeit von der jeweiligen Staubzusammensetzung.

Die im Rahmen der Untersuchungen gewählte Ausführung DNG des Normpneumatikzylinders besitzt eine Hublänge von 300 mm und einen Kolbendurchmesser von 100 mm . Weitere Einzelheiten können aus dem folgenden Datenblatt in Abb. C.3 entnommen werden.

	Analyse			Menge C für Reduktion				Menge Koks Reduktion		Menge Fe-Leg	
	Zn %	Cr %	Fe %	Zn kg/h	Cr kg/h	Fe kg/h	Summe kg/h	kg/h	kg/min	kg/h	
1	13,4	6,0	27,7	1.	36,9	31,1	134,0	202,1	232,3	3,9	505,4
2	18,2	5,5	28,4	2.	50,1	28,6	137,2	216,0	248,2	4,1	507,9
3	22,8	2,6	45,5	3.	62,8	13,7	219,9	296,4	340,7	5,7	721,2
4	9,6	5,3	29,3	4.	26,5	27,4	141,7	195,6	224,8	3,7	518,4
5	23,1	5,5	36,9	5.	63,6	28,6	178,4	270,7	311,1	5,2	635,7
6	23,8	6,4	32,8	6.	65,6	33,5	158,7	257,8	296,3	4,9	588,6
7	24,7	1,7	28,8	7.	68,1	8,8	139,3	216,2	248,5	4,1	457,2
8	16,0	3,1	28,9	8.	44,1	16,0	139,8	199,9	229,8	3,8	479,6
9	19,5	4,4	29,2	9.	53,7	23,1	141,1	217,9	250,5	4,2	504,0
10	19,9	5,0	36,7	10.	54,8	25,7	177,5	258,1	286,6	4,9	624,5
11	19,1	11,8	23,2	11.	52,6	61,3	112,3	226,2	260,0	4,3	525,0
12	12,3	11,9	23,8	12.	33,9	61,9	115,1	210,9	242,4	4,0	535,4
13	16,8	5,6	28,0	13.	46,3	28,9	135,4	210,6	242,1	4,0	503,3
14	16,0	8,7	35,8	14.	44,1	45,2	173,2	262,5	301,7	5,0	667,4
15	13,0	5,7	28,1	15.	35,8	29,6	126,3	191,7	220,4	3,7	477,0
16	8,9	17,1	28,3	16.	24,5	88,9	136,9	250,3	287,7	4,8	680,9
17	21,7	7,2	30,4	17.	59,8	37,6	147,1	244,5	281,0	4,7	564,5
18	25,1	3,5	24,3	18.	69,2	18,3	117,6	205,1	235,7	3,9	417,5
19	35,2	2,5	24,7	19.	97,0	13,2	119,5	228,7	264,0	4,4	408,6
20	28,5	4,4	30,1	20.	73,0	22,9	145,7	241,6	277,7	4,6	517,7
21	28,0	4,4	31,4	21.	77,1	22,8	151,9	251,9	289,6	4,8	536,9
22	31,3	4,3	24,2	22.	86,2	22,3	117,1	225,6	259,4	4,3	427,4
23	8,3	4,9	24,2	23.	22,9	25,3	117,1	165,2	189,9	3,2	435,9
24	14,4	1,9	32,1	24.	39,7	10,0	155,3	205,0	235,7	3,9	510,5
25	10,9	6,0	27,9	25.	30,0	31,0	135,0	196,0	225,3	3,8	507,9
26	15,6	6,0	27,6	26.	43,0	31,1	133,6	207,7	238,7	4,0	503,9
27	28,1	5,5	29,2	27.	77,4	28,7	141,3	247,4	284,4	4,7	520,8
28	28,3	5,3	30,0	28.	78,0	27,4	145,2	250,5	288,0	4,8	529,1
29	14,5	5,8	27,8	29.	40,0	29,9	134,5	204,4	234,9	3,9	503,3
30	18,8	4,5	32,0	30.	51,8	23,5	154,9	230,2	264,6	4,4	548,0
31	5,4	7,9	21,5	31.	14,9	41,0	104,0	159,9	183,8	3,1	440,9
32	28,5	2,4	32,3	32.	78,5	12,5	156,3	247,4	284,3	4,7	520,7
33	24,9	3,9	31,7	33.	68,6	20,2	153,4	242,2	278,4	4,6	533,9
34	16,1	12,3	34,4	34.	44,4	64,0	166,5	274,9	315,9	5,3	700,8
35	15,0	5,3	25,7	35.	41,3	27,8	124,4	193,4	222,4	3,7	465,6
36	9,7	5,5	27,5	36.	26,7	28,5	133,1	188,3	216,4	3,6	494,7
37	16,0	5,3	30,1	37.	44,1	27,3	145,7	217,0	249,5	4,2	530,3
38	9,4	5,7	27,5	38.	25,9	29,4	133,1	188,3	216,5	3,6	497,3
39	16,6	6,5	29,2	39.	45,7	33,8	141,3	220,8	253,8	4,2	535,5
40	33,7	2,7	25,6	40.	92,9	14,0	123,9	230,8	265,2	4,4	424,5
41	34,7	3,7	28,5	41.	95,6	19,2	128,2	243,1	279,4	4,7	453,0
Mittelwert	19,4	5,7	29,2		53,3	29,6	141,3	224,2	257,7	4,3	523,4
Zn	66,39	g/mol		Durchsatz	1800	kg/h			C-Gehalt Koks	87	%
Cr	52,00	g/mol									
Fe	55,85	g/mol									
C	12,01	g/mol									

Abbildung C.1: Koksbedarfsabschätzung Teil 1

Menge Koks Aufkohlung kg/h	Koks Gesamtmenge Reduktion + Aufkohlung		Abgasmenge		
	kg/h	kg/min	Nm3/h	% CO	% Zn
30,6	262,9	4,38	389,5	96,8	3,2
30,7	279,0	4,65	419,9	95,9	4,1
43,6	384,3	6,41	574,3	96,3	3,7
31,4	256,2	4,27	373,8	97,6	2,4
38,5	349,6	5,83	526,6	95,9	4,1
35,6	331,9	5,53	503,2	95,5	4,5
27,7	276,1	4,60	426,4	94,5	5,5
29,0	258,8	4,31	387,9	96,1	3,9
30,5	281,0	4,68	424,8	95,7	4,3
37,8	334,4	5,57	500,0	96,2	3,8
31,8	291,8	4,86	439,9	95,9	4,1
32,4	274,8	4,58	404,9	97,1	2,9
30,4	272,5	4,54	408,7	96,1	3,9
40,4	342,1	5,70	504,6	97,0	3,0
28,9	249,3	4,15	369,9	96,7	3,3
41,2	328,9	5,48	475,2	96,2	1,8
34,1	315,2	5,25	476,4	95,7	4,3
25,3	261,0	4,35	406,2	94,2	5,8
24,7	288,8	4,81	461,6	92,8	7,2
31,3	309,0	5,15	475,6	94,7	5,3
32,5	322,0	5,37	496,2	94,7	5,3
25,9	285,2	4,75	450,4	93,4	6,6
26,4	216,3	3,60	316,0	97,5	2,5
30,9	266,6	4,44	396,0	96,6	3,4
30,7	256,0	4,27	375,9	97,3	2,7
30,5	269,2	4,49	402,0	96,3	3,7
31,5	315,9	5,26	487,9	94,6	5,4
32,0	320,0	5,33	493,9	94,6	5,4
30,4	265,3	4,42	394,8	96,5	3,5
33,1	297,7	4,96	447,0	96,0	4,0
26,7	210,5	3,51	303,4	96,3	1,7
31,5	315,8	5,26	488,2	94,5	5,5
32,3	310,7	5,18	475,2	95,1	4,9
42,4	358,3	5,97	527,8	97,1	2,9
28,2	250,5	4,18	374,9	96,2	3,8
29,9	246,3	4,11	360,3	97,5	2,5
32,1	281,5	4,69	419,8	96,4	3,6
30,1	246,6	4,11	380,1	97,5	2,5
32,4	286,2	4,77	427,5	96,3	3,7
25,7	290,9	4,85	482,2	93,1	6,9
27,4	306,8	5,11	486,1	93,3	6,7
31,7	289,4	4,8	436,5	95,9	4,1

C-Gehalt in Fe-Leg 5 %

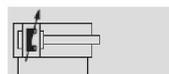
Abbildung C.2: Koksbedarfabschätzung Teil 2

Normzylinder DNG , ISO 15552

Datenblatt

FESTO

Funktion



• Durchmesser
32 ... 320 mm

• Hublänge
10 ... 2000 mm

• www.festo.com/de/
Ersatzteilservice

• Reparaturservice
DNG:
Kolben-Ø 80 ... 320 mm
DNL, DNLZ:
Kolben-Ø 63 ... 100 mm
DNGZK:
Kolben-Ø 63 ... 200 mm
DNGZS:
Kolben-Ø 250 ... 320 mm

Varianten



S2



S3



S6



S8



DIN



• Normbasierte Zylinder nach
ISO 15552 (entspricht den
zurückgezogenen Normen
ISO 6431, DIN ISO 6431,
VDMA 24 562, NF E 49 003.1
und UNI 10290)



DNG

Allgemeine Technische Daten

Kolben-Ø	32	40	50	63	80	100	125	160	200	250	320
Pneumatischer Anschluss	G $\frac{3}{8}$	G $\frac{1}{4}$	G $\frac{3}{4}$	G $\frac{3}{8}$	G $\frac{3}{8}$	G $\frac{1}{2}$	G $\frac{1}{2}$	G $\frac{3}{4}$	G $\frac{3}{4}$	G1	G1
Kolbenstangengewinde	M10x1,25	M12x1,25	M16x1,5	M16x1,5	M20x1,5	M20x1,5	M27x2	M36x2	M36x2	M42x2	M48x2
Betriebsmedium	Druckluft gefiltert, geölt oder ungeölt										
Konstruktiver Aufbau	Kolben										
	Kolbenstange										
	Profilrohr										
Dämpfung	pneumatische Dämpfung beidseitig einstellbar										
Dämpfungslänge [mm]	19	21	23	23	30	30	40	40	50	60	66
Positionserkennung	für Näherungsschalter										
Befestigungsart	mit Zubehör										
Einbaulage	beliebig										

Betriebs- und Umweltbedingungen

Kolben-Ø	32	40	50	63	80	100	125	160	200	250	320
Betriebsdruck [bar]	12										
Umgebungstemperatur ¹⁾ [°C]	-20 ... +80										

1) Einsatzbereich der Näherungsschalter beachten

Kräfte [N]

Kolben-Ø	32	40	50	63	80	100	125	160	200	250	320
Theoretische Kraft bei 6 bar, Vorlauf	482	753	1 178	1 870	3 015	4 712	7 360	12 064	18 850	29 450	48 250
Theoretische Kraft bei 6 bar, Rücklauf	415	633	990	1 682	2 720	4 418	6 880	11 310	18 096	28 270	46 380

Abbildung C.3: Datenblatt Normzylinder DNG