

E.S.C.H.
Engineering Service Center und Handel GmbH

TU Bergakademie Freiberg

Senkung der CO₂-Emissionen durch die Nutzung von Sekundärenergie zur Vorwärmung von Blaskohlen mit dem Ziel der Optimierung des Hochofenbetriebes

Abschlussbericht

über ein von der Deutschen Bundesstiftung Umwelt gefördertes Projekt
mit dem Aktenzeichen: 27891 – 24/2

von

Dr. Frank Splittgerber & Dr. Bernd Lychatz

Unterwellenborn, April 2013

Projektkennblatt

der

Deutschen Bundesstiftung Umwelt



Az	27891	Referat	24/2	Fördersumme	290.000 €
----	-------	---------	------	-------------	-----------

Antragstitel Senkung der CO₂-Emissionen durch die Nutzung von Sekundärenergie zur Vorwärmung von Blaskohlen mit dem Ziel der Optimierung des Hochofenbetriebes

Stichworte CO₂-Minderung, Hochofen, Blaskohle, Vorwärmung, Sekundärenergie

Laufzeit	Projektbeginn	Projektende	Projektphase(n)
2 Jahre	01.06.2010	31.05.2012	4

Zwischenberichte	01.06.2010-31.12.2010	01.01.2011-30.06.2011	01.07.2011-31.12.2011
	01.01.2012-30.04.2012		

Bewilligungsempfänger	E.S.C.H. Engineering Service Center und Handel GmbH Maxhüttenstraße 19 07333 Unterwellenborn	Tel 03671 6740-0 Fax 03671 6740-80
		Projektleitung Frank Splittgerber
		Bearbeiter

Kooperationspartner Technische Universität Bergakademie Freiberg
Institut für Eisen- und Stahltechnologie
Leipziger Straße 34
09599 Freiberg

Zielsetzung und Anlass des Vorhabens

Das Ziel des geplanten FuE-Projektes besteht in der Entwicklung einer neuen, effektiveren Technologie zur Vorwärmung des in den Hochofen einzublasenden Kohlenstaubes auf Temperaturen von 200-220 °C. Die Umsetzung des eingesetzten Kohlenstaubes wird dadurch erheblich verbessert und folglich der Koksverbrauch sowie die CO₂-Emission gesenkt. Zur Verminderung des Verbrauchs an fossilen Energieträgern soll für die Erhitzung des Wärmeträgers Sekundärenergie in Form von Gichtgas genutzt werden, welches für diesen Zweck in ausreichender Menge zur Verfügung steht.

Darstellung der Arbeitsschritte und der angewandten Methoden

Zum Erreichen des o. g. Projektzieles müssen im Rahmen der Projektdurchführung folgende Schwerpunkte bearbeitet werden:

- (1) Zunächst wird die optimale Kohleeinblastemperatur für den Hochofenprozess aus metallurgischer Sicht ermittelt, d. h. welche Kohleart bei welcher Vorwärmtemperatur die beste Verbrennung erzielt. Dazu müssen in einer vorhandenen Anlage, die zur Bestimmung der Kohlenstaubumsetzung dient und die Bedingungen von der Einblaslanze bis zum Eintritt in die Wirbelzone eines Hochofens simuliert, Versuche mit verschiedenen Kohlen durchgeführt werden.
- (2) Ein weiterer Schwerpunkt ist die Untersuchung der wirtschaftlich erreichbaren Vorwärmtemperaturen unter den Randbedingungen einer hohen technischen Stabilität und Anlagenverfügbarkeit. Dazu sollen zwei Versuchsanlagen zur Vorwärmung konzipiert und gebaut werden, an denen dann die entsprechenden Vorwärmversuche durchzuführen sind.
- (3) Bei der Zusammenführung der Ergebnisse aus den Projektpunkten 1 und 2 ist das Ziel, die – möglicherweise von der Kohleart abhängige – Vorwärmtemperatur zu ermitteln. Diese ist aus den optimalen Kohletemperaturen aus metallurgischer Sicht und aus den verfahrenstechnisch Möglichen und wirtschaftlich sinnvollen Vorwärmtemperaturen zu bestimmen. Auf dieser Basis kann dann das Anlagenkonzept für eine Pilotanlage erstellt werden.

Ergebnisse und Diskussion

Im Rahmen der durchgeführten Untersuchungen konnte nachgewiesen werden, dass eine Vorwärmung von Kohlenstäuben in einer Wirbelschicht für den Einsatz als Ersatzreduktionsmittel am Hochofen technisch realisierbar ist. Die in den Technikumsversuchen ermittelten Wärmedurchgangskoeffizienten sind groß genug, um technisch relevante Kohlenstaubmengen im Durchsatzbereich zwischen 10 und 100 t/h vorzuwärmen.

Demgegenüber hat sich die Vorwärmung in einem Schneckenförderer als für den vorgesehenen Zweck ungeeignet erwiesen. Die in den Versuchen mit der Vorwärmerschnecke ermittelten Wärmedurchgangskoeffizienten lagen stets unter $20 \text{ W/m}^2 \text{ K}$. Selbst durch eine angenommene Effizienzsteigerung auf 300 % durch eine weiter optimierte Technik ist ein Erreichen des notwendigen Durchsatzes kaum vorstellbar.

Trotz der starken Preisschwankungen am Brennstoffmarkt in den letzten Jahren lässt der langfristige Trend den Schluss zu, dass das größte wirtschaftliche Potential vorwiegend in der Vorwärmung von Braunkohlenstaub liegen könnte, da hierdurch dessen Koksersatzverhältnis deutlich verbessert werden kann. Das durch die E.S.C.H. GmbH entwickelte und bereits zum Patent angemeldete Verfahren ermöglicht ein kombiniertes Vorwärmen, Fördern und Einblasen von Kohlenstaub. Die für die Vorwärmung notwendige Wärmeenergie kann aus beliebiger Quelle, so auch als Sekundär- oder Tertiärenergie aus dem Produktionsprozess eines Hochofenwerkes, bereitgestellt werden. Da sich das Einblasen des Kohlenstaubes unmittelbar an das Vorwärmen anschließt, werden Wärmeverluste gering gehalten. Außerdem ist es insbesondere für die Vorwärmung von Braunkohlenstaub optimal, da eine erneute Wasseraufnahme praktisch ausgeschlossen ist.

Ausgehend von für moderne Hochöfen angestrebten Einblasraten von 220 kg Kohlenstaub pro Tonne Roheisen und unter der Annahme, dass davon 50 Ma.-% Braunkohle sind, können durch die Vorwärmung ca. 15,5 kg Koks pro Tonne Roheisen eingespart werden. Für einen großen Hochofen mit einer Produktion von 8.000 t Roheisen pro Tag und einem angenommenen Kokspreis von 300 € pro Tonne entspricht das eine jährliche Einsparung von 13,5 Mio. Euro.

Demgegenüber steht der Energiebedarf der Kohlevorwärmung. Selbst für den ungünstigsten Fall, dass betriebsinterne Abwärmequellen nicht genutzt werden können und deshalb die zur Vorwärmung benötigte Wärme durch eine Verbrennung von Gichtgas bereitgestellt werden muss und dieser Teil des Gichtgases nicht zur Erzeugung von Elektroenergie im Kraftwerk genutzt werden kann, ändert praktisch nichts an dem enormen wirtschaftlichen Potential der Vorwärmung. Bei Berücksichtigung der Einblasrate von 220 kg Kohlenstaub pro Tonne Roheisen mit jeweils 50 Ma.-% Braun- und Steinkohle sowie eines thermischen Wirkungsgrades der Vorwärmung von 0,72 (0,9 für die Thermoölerhitzung und 0,8 für den Vorwärmer) ergibt sich ein spezifischer Energiebedarf von 134,75 MJ pro Tonne Roheisen, was einem Gichtgasverbrauch von 41 Nm^3 – das sind zwischen 3 und 4 % der pro Tonne produziertem Roheisen anfallenden Gichtgasmenge – entspricht.

Von einer schnellen Amortisation der Investition kann deshalb ausgegangen werden.

Das ökologische Potential der Vorwärmtechnologie besteht in der sich aus der Kokseinsparung ergebenden CO_2 -Minderung. Bei einem Kohlenstoffgehalt des Hochofenkokeses von durchschnittlich 85 Ma.-% werden dadurch je Tonne erzeugtem Roheisen 48,3 kg an emittiertem CO_2 vermieden. Bei einer mittleren jährlichen Roheisenproduktion von 30 Mio. t ergibt sich daraus allein für Deutschland ein Minderungspotential von 1,45 Mio. Tonne pro Jahr. Bezogen auf die spezifische CO_2 -Emission bei der Roheisenherstellung von 1480 kg je Tonne Roheisen [AIC01] entspricht das einer Reduzierung um 3,3 %.

Öffentlichkeitsarbeit und Präsentation

Das im Rahmen des Projektes erprobte Verfahren zur Kohlevorwärmung in der Wirbelschicht wurde durch die E.S.C.H. GmbH zum Patent angemeldet.

Die Ergebnisse des Projektes wurden am 13.12.2012 dem Hochofenausschuss des VDEh vorgetragen.

Weiterhin ist geplant, wesentliche Projektergebnisse in einem Beitrag in der internationalen Fachzeitschrift Steel Research zu veröffentlichen.

Fazit

Es wird eingeschätzt, dass die Vorwärmung von Blaskohlen technisch möglich und sinnvoll ist. Durch die Vorwärmung kann das Ersatzverhältnis der Kohlenstäube deutlich erhöht werden, was zu einer Kokseinsparung führt. Damit sind sowohl ökonomische als auch ökologische Effekte verbunden, welche den technischen und energetischen Aufwand der Vorwärmung rechtfertigen.

Ziel der zweiten Projektphase muss es nun sein, eine Pilotanlage an einem Hochofen zu installieren und zu betreiben. Dazu müssen in weiteren Versuchen noch einige technischen Fragen, wie zum Beispiel die des Druckeinflusses auf die Vorwärmung, geklärt werden.

INHALTSVERZEICHNIS

PROJEKTKENNBLATT	2
INHALTSVERZEICHNIS	6
ABBILDUNGSVERZEICHNIS	8
VERZEICHNIS DER TABELLEN.....	10
ZUSAMMENFASSUNG.....	11
1 EINLEITUNG	12
2 STAND DER TECHNIK ZUR KOHLEVORWÄRMUNG	14
2.1 DER DRUCKTROCKNER DER BTU COTTBUS	14
2.2 DIE WIRBELSCHICHTTROCKNUNG BEI ATMOSPHERISCHEN DRUCK BEI RWE POWER	18
2.3 DIE NASSKOHLEBEHANDLUNGSANLAGE DER KOKEREI DES WERKES FAIRFIELD DER US STEEL CORPORATION	20
2.4 KOHLEVORWÄRMUNG BEI DER THYSSEN KRUPP STAHL AG	23
3 ZIEL DES PROJEKTES UND ZU ERWARTENDE EFFEKTE	25
4 EINGESETZTE UNTERSUCHUNGSMETHODEN UND VERWENDETE MATERIALIEN	26
4.1 EINGESETZTE UNTERSUCHUNGSMETHODEN	26
4.1.1 <i>BESTIMMUNG DER WIRBELEIGENSCHAFTEN</i>	26
4.1.2 <i>BESTIMMUNG DER KORNGRÖßENVERTEILUNG MITTELS VIBRATIONSSIEBUNG</i>	26
4.2 VERWENDETE MATERIALIEN	27
4.2.1 <i>KOHLENSTAUB</i>	27
4.2.2 <i>THERMOÖL (TERRALUB)</i>	29
5 DURCHFÜHRTE ARBEITEN UND ERZIELTE ERGEBNISSE	30
5.1 VORUNTERSUCHUNGEN ZU KOHLEVORWÄRMUNG	30
5.2 VORWÄRMUNG IN EINEM SCHNECKENFÖRDERER	31
5.2.1 <i>SCHNECKENFÖRDERER-VERSUCHSANLAGE UND VERSUCHSDURCHFÜHRUNG</i>	31
5.2.2 <i>AUSWERTUNG DER VORWÄRMVERSUCHE IM SCHNECKENFÖRDERER</i>	32

5.3	VORWÄRMUNG IN DER WIRBELSCHICHT	35
5.3.1	<i>VERSUCHSANLAGE UND VERSUCHSDURCHFÜHRUNG.....</i>	35
5.3.2	<i>AUSWERTUNG DER VORVERSUCHE IN DER WIRBELSCHICHTANLAGE OHNE ERWÄRMUNG</i>	37
5.3.3	<i>AUSWERTUNG DER VORWÄRMVERSUCHE IM WIRBELSCHICHTVORWÄRMER</i>	38
5.4	EINFLUSS DER VORWÄRMUNG AUF DIE REAKTIONSKINETIK DER KOHLENSTÄUBE UNTER DEN SIMULIERTEN BEDINGUNGEN DER WIRBELZONE EINES HOCHOFENS	45
5.4.1	<i>VERSUCHSANLAGE UND VERSUCHSDURCHFÜHRUNG.....</i>	45
5.4.2	<i>AUSWERTUNG DER VERSUCHE.....</i>	49
5.4.3	<i>FAZIT DER VERBRENNUNGSVERSUCHE</i>	52
6	BEWERTUNG DER PROJEKTERGEBNISSE.....	53
6.1	EINSCHÄTZUNG DES WIRTSCHAFTLICHEN POTENTIALS DER ERREICHTEN ERGEBNISSE	53
6.2	EINSCHÄTZUNG DES ÖKOLOGISCHEN POTENTIALS DER ERREICHTEN ERGEBNISSE.....	56
7	WEITERE SCHRITTE ZUR PRAKTISCHEN UMSETZUNG - PROJEKTSTUFE 2	57
7.1	AUSLEGUNG DER GEFÄßE ZUM VORWÄRMEN UND FÖRDERN VON KOHLENSTAUB	57
7.2	PILOTANLAGE (PROJEKTPHASE 2)	58
7.3	AUSBlick.....	59
	LITERATURVERZEICHNIS.....	61
	ANHANG.....	62

ABBILDUNGSVERZEICHNIS

Abbildung 1: DDWT-Versuchsanlage (links) und Anordnung der Heizflächen im Drucktrockner (rechts) [MAR03]	14
Abbildung 2: Wärmeübergangskoeffizienten bei Betriebsdrücken von 1,2 bar(a) (links) und 4,5 bar(a) (rechts) [MAR03]	15
Abbildung 3: Exemplarischer Verlauf der k-Werte der Tauchheizfläche in Abhängigkeit vom Trocknerdruck [KAS06].....	16
Abbildung 5: Verfahrensfliessbild der WTA-Feinkorntrocknung [KLU06].....	19
Abbildung 6: Temperaturprofil der Wirbelschicht [KLU06]	19
Abbildung 7: Nasskohlebehandlungsanlage [BEC81].....	22
Abbildung 8: Fließschema der einstufigen Anlage zur Kohlevorerhitzung [BEC81].....	22
Abbildung 9: Fließschema Kohlenstaubvorwärmung [LAN03]	24
Abbildung 10: Sieblinien der eingesetzten Kohlenstäube	28
Abbildung 11: Wirbelkennlinien der verwendeten Kohlenstäube	28
Abbildung 12: Masseverlust eines Steinkohlenstaubes (SKS) und eines Braunkohlenstaubes (BKS) in Abhängigkeit von der Temperatur	30
Abbildung 13: Schematische Darstellung der Versuchsanlage zum Erwärmen von Kohlenstaub in einem Schneckenförderer.....	31
Abbildung 14: Schneckenvorwärmer (links), Blick von der Austragsseite in den Schneckenrog (rechts).....	32
Abbildung 15: Schematische Darstellung der Versuchsanlage zum Erwärmen von Kohlenstaub in der Wirbelschicht	35
Abbildung 16: Wirbelschichtvorwärmanlage	36
Abbildung 17: Spezifischer Widerstand der Schüttung in Abhängigkeit von der Wirbelgeschwindigkeit und von der Flächenbelastung.....	38
Abbildung 18: gemessene Temperaturverläufe bei einem Vorwärmversuch mit Steinkohlenstaub mit einer Wärmetauschertemperatur von 250 °C	40
Abbildung 19: Wärmedurchgangskoeffizient k von Steinkohlen- und Braunkohlenstaub bei einer Wärmetauschertemperatur von 250 °C.....	40
Abbildung 20: Einfluss der Vorwärmtemperatur auf den Wärmedurchgangskoeffizienten k.....	41
Abbildung 21: Abhängigkeit des Wärmedurchgangskoeffizienten k von der Wirbelgeschwindigkeit	42

Abbildung 22: Abhängigkeit des Wärmedurchgangskoeffizienten k von der Flächenbelastung	43
Abbildung 23: Entwicklung der Wassergehalte der Kohlenstäube in Abhängigkeit von der Behandlungsdauer.....	44
Abbildung 24: Schematische Darstellung der Versuchsanlage.....	45
Abbildung 25: Versuchsanlage zur vergleichenden Untersuchung des Verbrennungsverhaltens von festen pulverförmigen Brennstoffen unter den simulierten Bedingungen der Wirbelzone eines Hochofens (links: Gesamtansicht, rechts: Hochtemperaturteil)	47
Abbildung 26: Druckkurven eines Versuches mit Braunkohlenstaub und einem Gasgemische aus 50 Vol.% Sauerstoff sowie 50 Vol.-% Stickstoff bei einem O/C-Verhältnis von 1,0	48
Abbildung 27: Verbrennungskurven der Steinkohlenstaubproben	51
Abbildung 28: Verbrennungskurven der Braunkohlenstaubproben	51
Abbildung 29: Änderung des Ersatzverhältnisses von Braunkohlenstaub durch die Vorwärmung	54
Abbildung 30: Prinzipskizze zur Integration der Vorwärmung in ein Zwischenfördergefäß (links) bzw. in ein Verteilgefäß (rechts)	57
Abbildung 31: 3D-Ansicht eines Zwischenfördergefäß-Vorwärmers für einen Durchsatz von 30 Tonnen Braunkohlenstaub pro Stunde	58
Abbildung 32: Anlagen mit Vorwärmung	60

VERZEICHNIS DER TABELLEN

Tabelle 1:	Literaturwerte für (D)DWT-Trocknung [LEC08].....	17
Tabelle 2:	Leistungsdaten der Versuchsanlage zur WTA-Feinkorntrocknung [KLU06]	18
Tabelle 3:	Leistungsdaten der WTA-Grob- und Feinkorntrocknung im Vergleich [KLU06].....	20
Tabelle 4:	Basisdaten der Anlage Fairfield [BEC81].....	21
Tabelle 5:	Brennstoffanalyse der eingesetzten Kohlenstäube bezogen auf den Rohzustand	27
Tabelle 6:	Herstellerangaben zur kinematischen Viskosität und zur spezifischen Wärmekapazität des Thermoöls	29
Tabelle 7:	Ergebnisse der Vorwärmversuche im Schneckenförderer	34
Tabelle 8:	spezifischer Energiebedarf für die Vorwärmung von Stein- und Braunkohle von 20 °C auf 200 °C	55

ZUSAMMENFASSUNG

Im Rahmen des durchgeführten FuE-Projektes wurden zwei mögliche Vorwärmverfahren für Kohlenstäube experimentell untersucht. Dabei sollte in erster Linie ermittelt werden, ob die Wärmedurchgangskoeffizienten, welche die Effektivität der Wärmeübertragung charakterisieren, hinreichend groß sind, um in einer Apparatur, welche hinsichtlich ihrer Größe und Betriebsweise den Anforderungen eines Hochofenbetriebes gerecht wird, die notwendigen Durchsätze von 60 Tonnen vorgewärmtem Kohlenstaub pro Stunde zu realisieren. Dabei bestand das Ziel darin, Kohletemperaturen zwischen 150 bis 200 °C zu erreichen.

Zu diesem Zweck wurde im Technikum der E.S.C.H. GmbH eine Wirbelschicht-Vorwärmanlage aufgebaut und betrieben. Alternativ zur Wirbelschicht wurde in einer weiteren Versuchsserie ein Schneckenförderer-Vorwärmer verwendet.

Da das Vorwärmverfahren gleichermaßen für Stein- und Braunkohlenstäube einsetzbar sein sollte, wurden die Versuche mit beiden Kohlenstaubarten durchgeführt.

Während sich die Vorwärmung in dem Schneckenförderer wegen des zu geringen Wärmedurchgangskoeffizienten als für den vorgesehenen Zweck ungeeignet erwiesen hat, konnten bei den Versuchen in der Wirbelschicht sehr gute Ergebnisse erzielt werden. Die ermittelten Wärmedurchgangskoeffizienten lagen zwischen 350 und 800 W/m²K, so dass mit Verweilzeiten des Kohlenstaubes in der Anlage von etwa 5 Minuten Temperaturen zwischen 170 und 190 °C erreicht werden konnten. Daneben wurde beim Braunkohlenstaub der Wassergehalt von etwa 9,5 Ma.-% auf unter 1 Ma.-% reduziert.

Auf der Basis dieser Ergebnisse wird eingeschätzt, dass die notwendigen Durchsätze mit einer Vorwärmung in der Wirbelschicht erreichbar sind. Das Vorwärmverfahren ist in die E.S.C.H. PCI-Technologie integrierbar. Dadurch können Wärmeverluste aus der vorgewärmten Kohle gering gehalten und eine erneute Wasseraufnahme vermieden werden.

Das Verfahren wurde zum Patent angemeldet.

Das Potential des entwickelten Verfahrens ist beachtlich. Wie die auf der Basis der Versuchsergebnisse durchgeführten Berechnungen zeigen, sind durch die Vorwärmung Koksersparungen bis zu 15,5 kg pro Tonne produziertem Roheisen möglich, wodurch eine Wirtschaftlichkeit gegeben ist.

Neben den ökonomischen Vorteilen können durch die Kohlevorwärmung auch bis zu 48 kg an emittiertem Kohlendioxid pro Tonne Roheisen vermieden werden, was einer Reduzierung um 3,3 % entspricht.

Durch eine Verwendung von ungenutzter Abwärme aus innerbetrieblichen Quellen kann die Effektivität noch gesteigert werden.

1 Einleitung

Klima und Energieeffizienz sowie effektive Ressourcenschonung sind wichtige Schwerpunkte im Rahmen der Strategie für eine nachhaltige Entwicklung. Insbesondere in den rohstoffintensiven Wirtschaftsbereichen wie der Eisen- und Stahlindustrie kann hinsichtlich Effizienzsteigerung eine Hebelwirkung erreicht werden, weil sie am Beginn einer weit verzweigten Wertstoffkette stehen. Die Aufmerksamkeit in diesen Industrien ist derzeit vor allem auf die Energierohstoffe gerichtet, da über die Optimierung ihres Einsatzes die größten Anstiege hinsichtlich der Effizienz von Verfahrenslinien zu erwarten sind.

Im Fokus der Eisen- und Stahlindustrie – und hier insbesondere der Roheisen produzierenden Unternehmen – steht in erster Linie die Optimierung von Einsatzoptionen und -varianten der fossilen Brennstoffe, insbesondere der Kohlen. Sie sind in der energieintensiven Erzeugung von Roheisen auch unter günstigsten Umständen nicht durch alternative Energieangebote substituierbar, da sie nicht allein als Energieträger zum Einsatz kommen, sondern für den Betrieb moderner Großhochöfen auch Lieferant des im Hochofenprozess unbedingt notwendigen Reduktionsmittels Kohlenstoff sind. Daraus resultiert eine signifikante Abhängigkeit der Eisen- und Stahlproduktion und ihrer Ökonomie von der aktuellen Ressourcen-, Beschaffungs- und Marktpreissituation auf dem Kohle-Sektor.

Dem rasanten globalen Anstieg des Primärenergieverbrauchs und -bedarfs stehen, besonders in Hinsicht auf die nichterneuerbaren Energierohstoffe, nur begrenzte Reserven und Ressourcen gegenüber, die zudem im Weltmaßstab sehr ungleichmäßig verteilt sind. Den Hart- und Weichkohlen kommt mit über 50 % auch weiterhin weltweit der größte Anteil an den Energiereserven zu; die zur Verfügung stehenden Reserven sind ausreichend und die Kohlen in der Beschaffung verhältnismäßig kostengünstig. Damit sind und bleiben sie der dominierende Energierohstoff – auch wenn gerade in Europa ein deutlicher Trend weg von fossilen Energieträgern zu verzeichnen ist. Die weltweite Nachfrage, der Energiehunger der aufstrebenden Volkswirtschaften in China, Indien sowie im Nahen Osten schlägt sich insbesondere auf die Preise hochwertiger Steinkohle und ihrer Produkte – vor allem Koks – nieder.

Aus betriebswirtschaftlicher Sicht ist es daher angeraten, den vergleichsweise teuren Stückkoks in zunehmendem Maße durch Zusatzreduktionsmittel wie Gas, Öl und insbesondere Kohlenstaub zu substituieren. Dabei ist von großer Bedeutung, dass insbesondere die Hochöfen in Mittel- und Westeuropa auf verfahrenstechnisch hohem Niveau betrieben werden. Vor dem Hintergrund einer stetigen Steigerung der Stoff- und Energieeffizienz der Hochofenbetriebe ist es von großer Bedeutung den Einsatz von teurem und in der Herstellung umweltbelastenden Koks noch stärker zu reduzieren und die Kohlenstaubeinblasrate weiter zu steigern. Das Ziel des Forschungs- und Entwicklungsprojektes bestand in der Erschaffung einer neuen, effektiveren Technologie zur Vorwärmung des in den Hochofen einzublasenden Kohlenstaubes. Die Erhöhung der Temperaturen eingeblasener Ersatz-Brennstoffe und -Reduktionsmittel auf ca. 200-220°C unterstützt die Umsetzung des einge-

setzten Kohlenstaubes erheblich und senkt dadurch den Koksverbrauch und – in weiterer Folge – die CO₂-Emission.

2 Stand der Technik zur Kohlevorwärmung

Bisher befassten sich die BTU Cottbus, RWE Power, die Kokerei des Werkes Fairfield der US Steel Corporation und die Thyssen Krupp Stahl AG mit der Vorwärmung und Trocknung von Kohlen. Während die BTU Cottbus und RWE Power Braunkohle zum Gegenstand ihrer Untersuchungen machten, widmeten sich die Kokerei der US Steel Corp. und Thyssen der Vorbehandlung von Steinkohlen.

Die jeweils zum Einsatz gebrachten Technologien werden im Folgenden vorgestellt.

2.1 Der Drucktrockner der BTU Cottbus

Am Lehrstuhl Kraftwerkstechnik der BTU Cottbus wurde ein Versuchstrockner zur „Druckaufgeladenen Dampfwirbelschichttrocknung“ (DDWT) von Braunkohle im Technikumsmaßstab errichtet, der in Abbildung 1 (links) veranschaulicht ist.

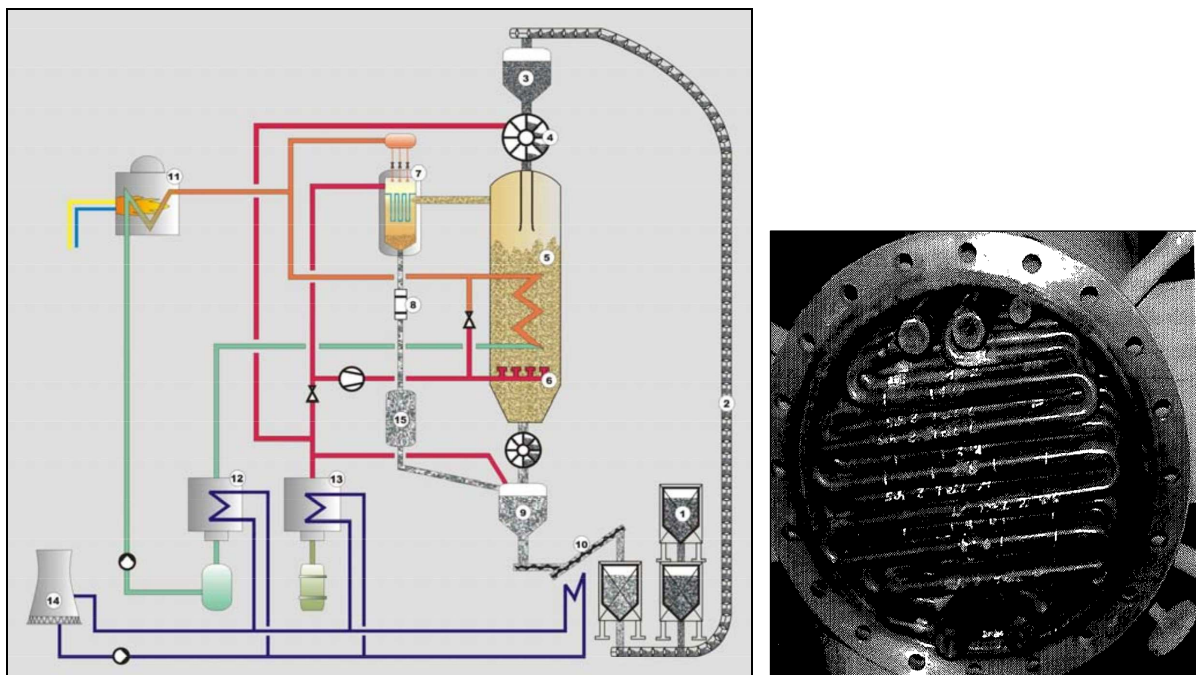


Abbildung 1: DDWT-Versuchsanlage (links) und Anordnung der Heizflächen im Drucktrockner (rechts) [MAR03]

Die Rohfeinkohle (1) wird vom Container über einen Rohkettenförderer (2) zur Eintrags-Zellradschleuse (4) transportiert. Im zentralen Bauteil, dem Wirbelschichttrockner, wird die Kohle fluidisiert (6) und getrocknet (5). Im Wirbelschichtbereich des Trockners sind Tauchheizflächen angeordnet (Abbildung 1, rechts), mit denen die für die Kohletrocknung benötigte Wärme an die zu trocknenden Feinkohlen übertragen wird. Über eine Austragsschleuse und einen Nachverdampfungsbehälter (9) wird die Kohle per Kühlschnecke in den Trocken-

braunkohle-Container abgeworfen. In einem Gewebefilter (7) werden der Fluidisierungsdampf und der Brüden vom Kohlenstaub gereinigt.

Überlegungen zur Wärmeübertragung gehörten zu den ersten Aufgaben bei Planung und Dimensionierung der Anlage. Der Wärmeübergangskoeffizient ist von Art und Eigenschaften des Wirbelmediums, den Prozessgrößen Druck und Temperatur sowie vom Partikeldurchmesser abhängig. In Abbildung 2 links sind die Wärmeübergangskoeffizienten bei 1,2 bar(a) für verschiedene Partikeldurchmesser dargestellt. Erkennbar ist, dass bei sehr kleinen Partikeln große Wärmeübergangskoeffizienten auftreten, wohingegen sie bei Korndurchmessern ab 1 mm annähernd konstant sind [MAR03].

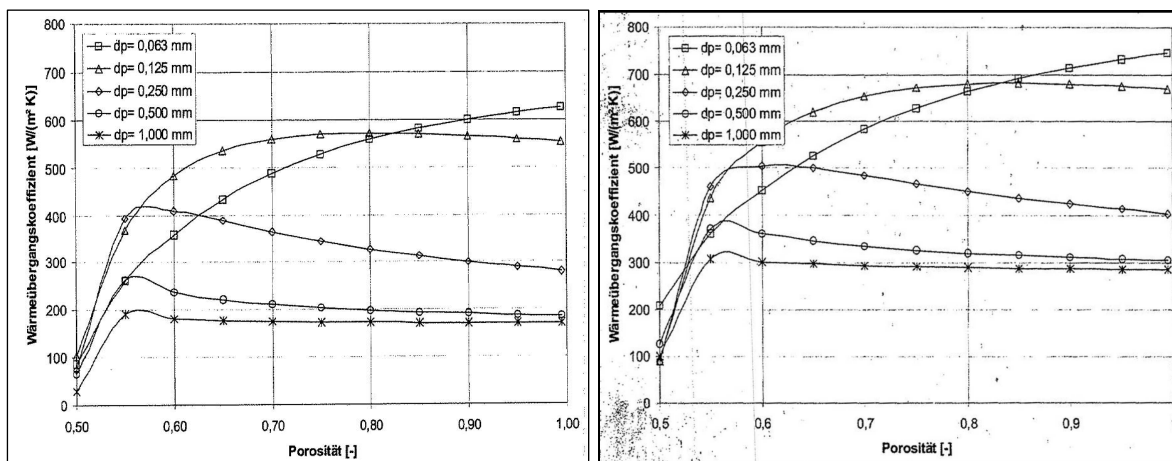


Abbildung 2: Wärmeübergangskoeffizienten bei Betriebsdrücken von 1,2 bar(a) (links) und 4,5 bar(a) (rechts) [MAR03]

Mit Hilfe theoretischer Modelle konnte für höhere Drücke eine deutliche Steigerung der Wärmeübergangszahlen prognostiziert werden. Das heißt, dass eine geringere Wärmeübertragungsfläche bzw. eine kleinere Temperaturdifferenz im Trockner benötigt wird, um die gleiche Menge Kohle zu trocknen. Allerdings ist zu beachten, dass die Untersuchungen mit idealen homodispersen Wirbelschichten erfolgten. Abbildung 2 rechts zeigt die Wärmeübergangszahlen bei 4,5 bar(a) in Abhängigkeit vom Partikeldurchmesser. Werden die Werte mit denen bei 1,2 bar(a) verglichen, so ist bei Partikeldurchmessern ab 0,5 mm eine Steigerung um ca. 50 % gegenüber den Werten bei atmosphärischem Druck zu erwarten. Im Gegensatz dazu sind allerdings die Verbesserungen bei sehr kleinen Partikeldurchmessern prozentual deutlich geringer.

Die Tauchheizflächen wurden später schrittweise optimiert. Um eine Übertrocknung der Feinkohlen zu vermeiden, wurde die Gesamthöhe um ein Drittel reduziert. Als nächstes erfolgten Untersuchungen zur Wärmeübertragung in der DDWT. Zur Analyse der erreichbaren k-Werte in Abhängigkeit vom Einbauort innerhalb der Wirbelschicht wurden die Tauchheizflächen in vier Segmente unterteilt und deren k-Werte erfasst. In den folgenden Untersuchungen konnte die vorausberechnete Erhöhung des k-Wertes als wesentlicher Auslegungsparameter für einen Wirbelschichttrockner durch die Anhebung des Trocknersystemdrucks und/oder die Verminderung der Partikelgröße experimentell nachgewiesen

werden. Abbildung 3 zeigt anhand der Daten aus dem Versuchsbetrieb die Zunahme des integralen k-Wertes innerhalb der einzelnen Wirbelschichtbereiche bei einer Trocknerdruck-erhöhung.

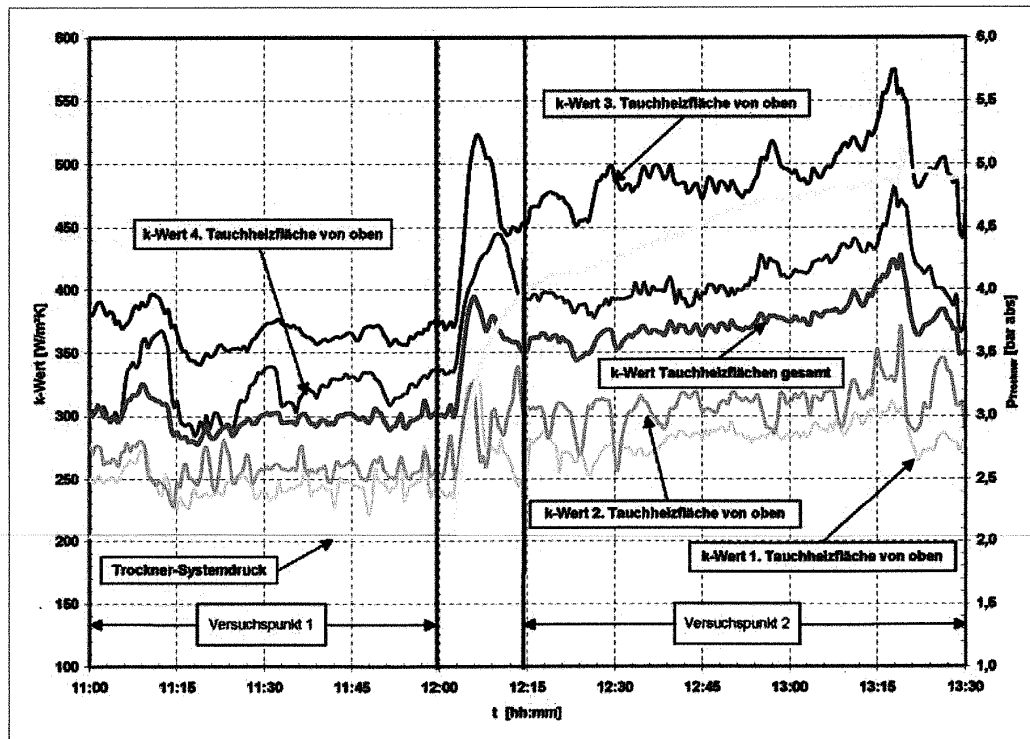


Abbildung 3: Exemplarischer Verlauf der k-Werte der Tauchheizfläche in Abhängigkeit vom Trocknerdruck [KAS06]

Ersichtlich ist, dass zwischen den k-Werten des gesamten Wärmeübertragers und den k-Werten der einzelnen Segmente deutliche Unterschiede auftreten. Die erzielten Wärmedurchgangskoeffizienten hängen daher auch vom Ort innerhalb der Wirbelschicht ab. Die Änderungen der k-Werte als Reaktion auf eine Druckerhöhung sind deutlich erkennbar. Alle anderen Parameter, wie z.B. Heizdampfdruck, Kohledurchsatz und Leerrohrgeschwindigkeit des Fluidisierungsmittels wurden bei den Versuchen konstant gehalten. Die unterschiedlichen spezifischen Wärmedurchgangskoeffizienten über der Trockner-Tauchheizflächenhöhe machen eine weitere Optimierung der Heizflächen notwendig [KAS06].

Der experimentelle Nachweis der Abhängigkeit der k-Werte vom Trocknungsdruck und von der Kohlepartikelgröße konnte in vielen Versuchseinstellungen als verifiziert werden. Neben den Versuchsergebnissen der DDWT-Anlage in Cottbus werden in Abbildung 4 auch k-Werte aus der Literatur von verschiedenen atmosphärisch betriebenen Wirbelschichtversuchsanlagen dargestellt. Auch hier zeigt sich, dass bei höheren Drücken und mittleren bis groben Partikelgrößenverteilungen der Wärmedurchgangskoeffizient ansteigt.

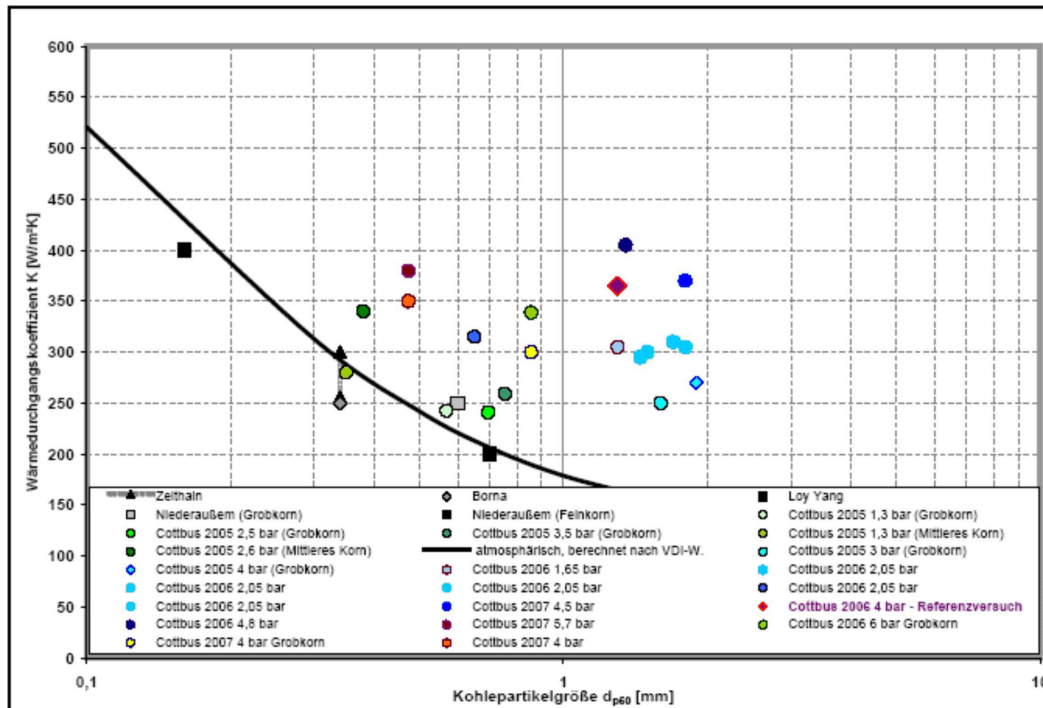


Abbildung 4: k -Wert für verschiedene Drücke und Einsatz-Kohlen (Versuchsdaten aus Cottbus und Literaturangaben) [MAR07]

Am Versuchstrockner konnten Systemdrücke bis zu 6,5 bar(a) eingestellt werden. Die Versuchsfahrten mit Feinkorn reichen bislang noch nicht aus, um reproduzierbare Werte für den Wärmedurchgang darstellen zu können; weitere diesbezügliche Untersuchungen laufen daher. Tabelle 1 zeigt abschließend die für den Wärmedurchgangskoeffizienten erreichten Werte mit Grobkorn. Die höchsten k -Werte weisen dabei die Kohlen aus dem Lausitzer und dem Rheinischen Revier auf.

Tabelle 1: Literaturwerte für (D)DWT-Trocknung [LEC08]

Kohlenherkunft	Versuchsanlage	d_{50} [μm]	p_{abs} [bar]	K [$\text{W}/(\text{m}^2\text{K})$]
Rheinisches Revier	Frechen	1,20	ca. 1,1	230 - 260
Rheinisches Revier	Frechen	0,23	ca. 1,1	420 - 440
Australien	Loy Yang	0,80	ca. 1,1	200
Mitteldeutsches Revier	Borna/Zeithain	1,30	ca. 1,1	240
Lausitzer Revier	Cottbus	1,30	4,0	310 - 330
Lausitzer Revier	Cottbus	0,15	1,3	~ 400

Die DDWT ermöglicht den kontinuierlichen Betrieb einer Dampfzweischichttrocknung von Braunkohlen unter Druck. Es wurde nachgewiesen, dass bei groben Körnern mit steigendem Druck eine Zunahme des Wärmeübergangs erfolgt. Bei feineren Kohlen war dieser Effekt hingegen weniger ausgeprägt.

2.2 Die Wirbelschichttrocknung bei atmosphärischen Druck bei RWE Power

Die Trocknung von Braunkohle ist aufgrund ihres hohen Wassergehaltes ein energieintensiver Vorgang. Daher übt das eingesetzte Trocknungsverfahren einen entscheidenden Einfluss auf den Wirkungsgrad des Kraftwerksprozesses aus. Aus Gründen der ständigen Effizienzsteigerung hat RWE Power frühzeitig mit der Entwicklung des WTA-Verfahrens (Wirbelschichttrocknung mit interner Abwärmenutzung) begonnen. Die WTA-Technik basiert auf dem Prinzip der stationären Wirbelschicht mit eingebauten Wärmetauschern (Wirbelschicht-Kontakt-trocknung), wobei die Trocknung in leicht überhitztem Wasserdampf erfolgt. In einer ersten Stufe wurde das Verfahren als Grobkorn-trocknung für eine Größe von 0 bis 6 mm ausgelegt und erprobt.

Zur Erprobung der Feinkornaufbereitung und -trocknung wurde im Kohleveredlungsbetrieb eine Versuchsanlage errichtet, die in ihrer ursprünglichen Auslegung die in Tabelle 2 aufgeführten Leistungsdaten aufweist.

Tabelle 2: Leistungsdaten der Versuchsanlage zur WTA-Feinkorn-trocknung [KLU06]

Parameter	Wert
Rohkohledurchsatz	16,4 t/h
Trockenkohleproduktion	8,4 t/h
Wasserverdampfungsleistung	8,0 t/h
Korngröße, Aufgabegut, Feinkornaufbereitung	0 bis 100 mm
Korngröße, Aufgabegut, Feinkorn-trocknung	0 bis 2 mm
Korngröße, Trockenkohle	0 bis 1 mm
Wassergehalt, Rohkohle	51 bis 60 %
Wassergehalt, Trockenkohle	10 bis 18 %
Teillastverhalten	40 bis 100 %

Abbildung 5 zeigt ein Verfahrensfliessbild der Anlage. Die auf 0 bis 100 mm vorgebrochene Rohbraunkohle wird in zwei hintereinander geschalteten doppelrotorigen Hammermühlen auf eine Körnung von rund 0 bis 2 mm zerkleinert. Anschließend gelangt die feinkörnige Kohle über Kettenförderer in den Feinkorn-trockner, der nach dem Prinzip einer stationären Wirbelschicht arbeitet. Die Kohle wird unter quasi reiner Wasserdampf-atmosphäre und geringem Überdruck bei etwa 110 °C auf rund 12 % Wassergehalt getrocknet. Die dazu benötigte Energie wird hauptsächlich über dampf-beheizte Wärmetauscher eingekoppelt, die in die Wirbelschicht eingetaucht sind. Die getrocknete Kohle wird dann nach einer Verweilzeit von 30 bis 60 Minuten (je nach Lastzustand) über Zellräder vom Boden des Trockners ausgetragen und in einem Schwingkühler in direktem Kontakt mit Luft gekühlt.

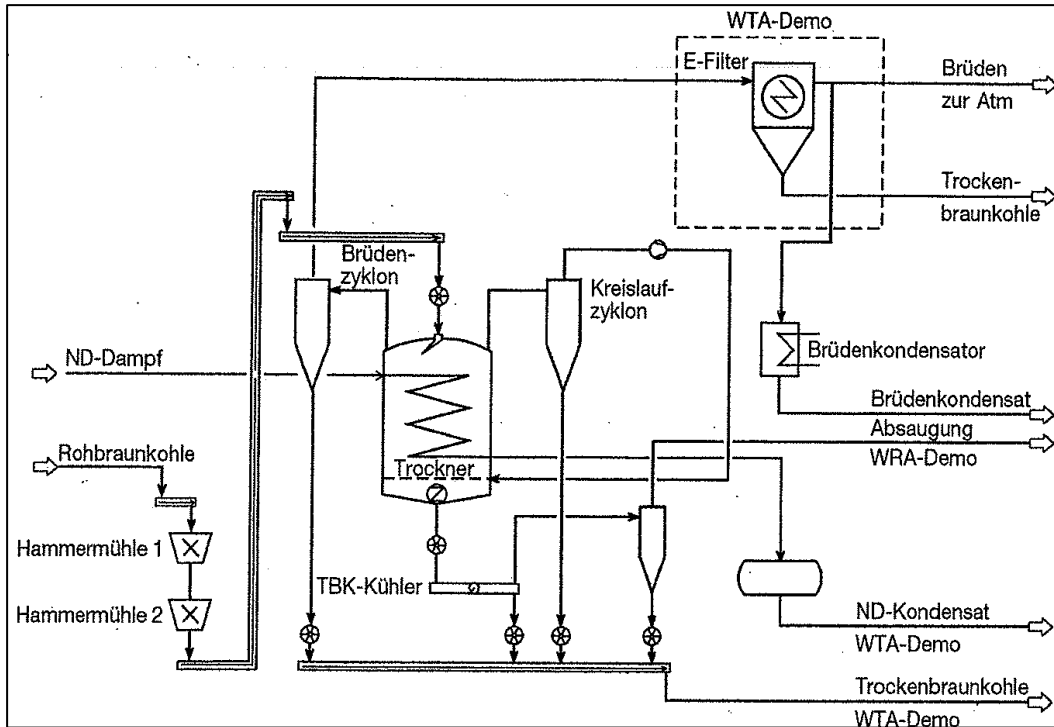


Abbildung 5: Verfahrensfliessbild der WTA-Feinkorntrocknung [KLU06]

Im Prozess der Feinkorntrocknung wies die Wirbelschicht des Trockners ein sehr gleichmäßiges Temperaturprofil auf, das die guten strömungsmechanischen und wärmetechnischen Eigenschaften der Feinkornwirbelschicht unterstreicht.

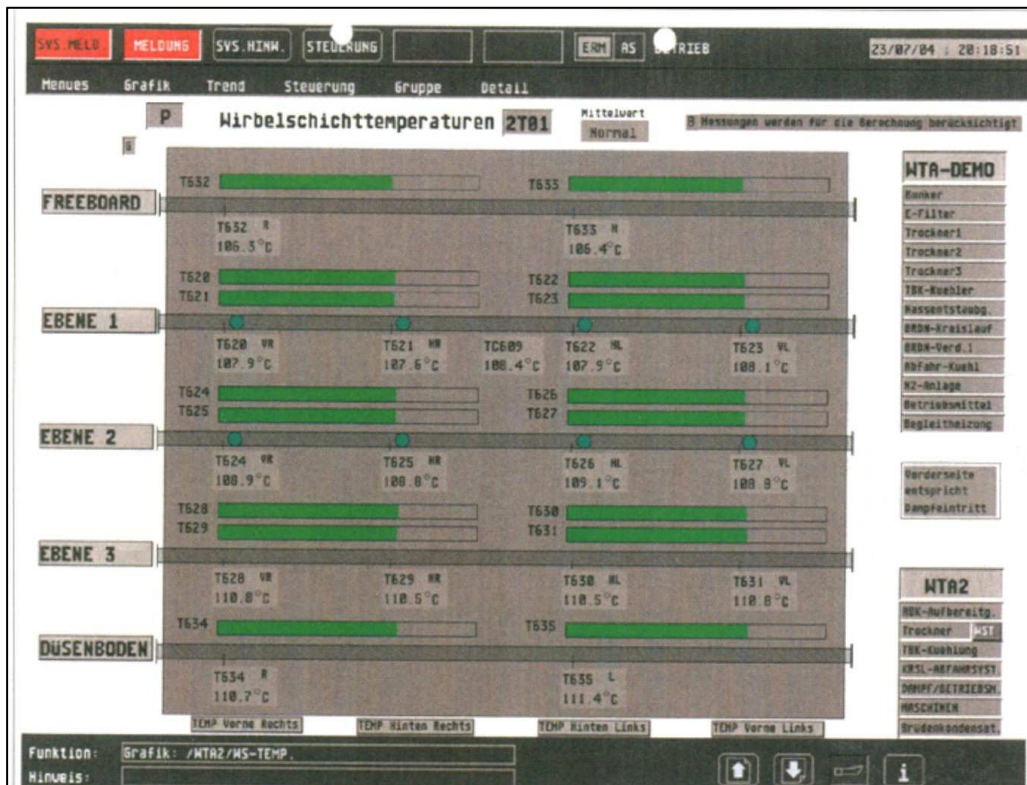


Abbildung 6: Temperaturprofil der Wirbelschicht [KLU06]

Abbildung 6 zeigt das Temperaturprofil der Wirbelschicht. Es ist ein geringer Temperaturverlust von 5 K über der Wirbelschicht ersichtlich. Der Wärmedurchgangskoeffizient k des im Trockner eingebauten Wärmetauschers lag im Bereich von rund 400 bis 500 W/m²K. Die Höhe des k -Wertes (kennzeichnende Größe für die Effizienz der Wärmeübertragung) ist im Wesentlichen von der Partikelgröße, dem Lastzustand des Trockners und den Partikeleigenschaften der Kohle beeinflusst worden. Die spezifische Wasserdampfleistung als wärmetechnisch entscheidende Auslegungsgröße des Trockners konnte gegenüber dem Ausgangswert um rund 64 % gesteigert werden. Die eingestellten Soll-Wassergehalte der Trockenbraunkohle lagen bei 10 bis 20 Ma.-%.

In Tabelle 3 sind zusammenfassend die Leistungsdaten der WTA-Grob- und Feinkorntrocknung im Vergleich gegenübergestellt.

Tabelle 3: Leistungsdaten der WTA-Grob- und Feinkorntrocknung im Vergleich [KLU06]

	WTA-Grobkorn	WTA-Feinkorn
Rohkohleaufgabe Trockner		
- Wassergehalt	52 bis 61 %	51 bis 59 %
- Korngrößenverteilung	0 bis 6 mm	0 bis 2 mm
Trockenkohleprodukt ex Anlage		
- Wassergehalt	10 bis 20 %	10 bis 20 %
- Korngrößenverteilung	0 bis 5 mm	0 bis 1 mm
Fluidisierungsgeschwindigkeit (Mittelwert)	0,4 m/s	0,14 m/s
k-Wert (Mittelwerte)		
- Veredelungskohle	260 W/m ² K	440 W/m ² K
- Kraftwerkskohle	230 W/m ² K	420 W/m ² K

Trotzdem die Kohle mit Brüden, der nur in einem Zyklon grob entstaubt worden war, fluidisiert wurde, konnte das Begasungssystem des Trockners verschmutzungsfrei und ohne Probleme betrieben werden. Da die zu kondensierenden Brüden einen Reststaubgehalt von max. 10 mg/Nm³ aufwiesen, war das Verschmutzungsverhalten des Wärmetauschers hinsichtlich eines späteren großtechnischen Einsatzes von Bedeutung. Die Auswertungen ergaben über die Betriebszeit eine stabile Wärmeübertragungsleistung – die k -Werte lagen im Mittel bei rund 1700 W/m²K. Die optische Kontrolle bestätigte den sauberen Zustand der Wärmetauscherflächen. Es konnte daher nachgewiesen werden, dass auch im Dauerbetrieb eine Belagbildung auf den Wärmetauscherflächen durch den Reststaub des Brüdens vermieden werden kann [KLU06].

2.3 Die Nasskohlebehandlungsanlage der Kokerei des Werkes Fairfield der US Steel Corporation

Der Einsatz vorgewärmter Kohle spielt auch in den Kokereien eine Rolle, da moderne Großraumhochöfen eine Koksqualität erfordern, die nur aus wenigen Steinkohlenarten hergestellt

werden kann. Durch eine Vorbehandlung der Kohle vor dem Verkoken kann die Koksqualität verbessert und die nutzbare Kohlenbasis verbreitert werden. Das Vorerhitzen ist vor allem für Kohlen mit hohen Gehalten an flüchtigen Bestandteilen eine Lösung.

In der Kokerei des Werkes Fairfield der US Steel Corporation sollte daher eine einstufige Anlage mit Füllwagen entwickelt und erprobt werden. Die Auslegungsgrundlagen für diese Anlage sowie die Auslegungsdaten sind in Tabelle 4 zusammengestellt.

Tabelle 4: Basisdaten der Anlage Fairfield [BEC81]

Auslegungsbasis

Bedarf an Hochofenkoks	780 000 t/Jahr
Heißkohledurchsatz	1 164 000 t/Jahr
	3 190 t/24 h
	133 t/h
Nasskohledurchsatz (8 % Wassergehalt)	1 265 000 t/Jahr
	3 460 t/24 h
	144 t/h

Auslegung

Vorerhitzung	2 Straßen
Nasskohledurchsatz je Straße	100 t/h
Auslegungslast	73 %
Batterie	57 Öfen
Ofenfüllung an Heißkohle ca.	30 t
Ofenspielzahl je Tag ca.	105

Der Weg der Nasskohlebehandlung ist aus Abbildung 7 zu ersehen. Die im Werk ankommende hoch- und mittelflüchtige Kohle wird über Förderbänder zunächst getrennt in einen Rohkohlebunker transportiert. Aus diesen Bunkern gelangen die Kohlen jeweils in eine Brechanlage, in der bis ca. 85 % der eingesetzten Nasskohle auf Größen unter 3 mm gemahlen werden. Anschließend kommen beide Kohlen auf ein gemeinsames Förderband, werden gemischt und in ein Lagersilo gebracht. Von hier aus kann die Kohle wahlweise zur Nachmahlanlage, in der eine weitere Zerkleinerung (bis ca. 95 % kleiner 3 mm) erfolgt, oder direkt zur Batterie für den Nasskohlebunker bzw. zur Vorerhitzung für Heißkohlebetrieb geführt werden.

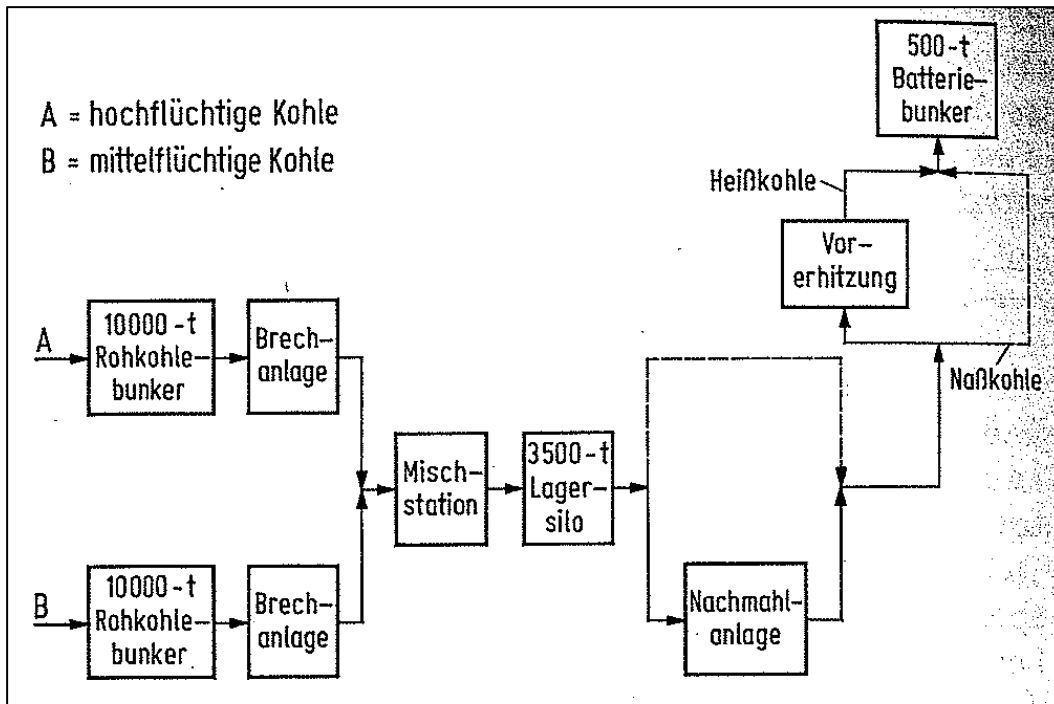


Abbildung 7: Nasskohlebehandlungsanlage [BEC81]

Der Verfahrensablauf der Kohlevorerrhitzung ist in Abbildung 8 dargestellt.

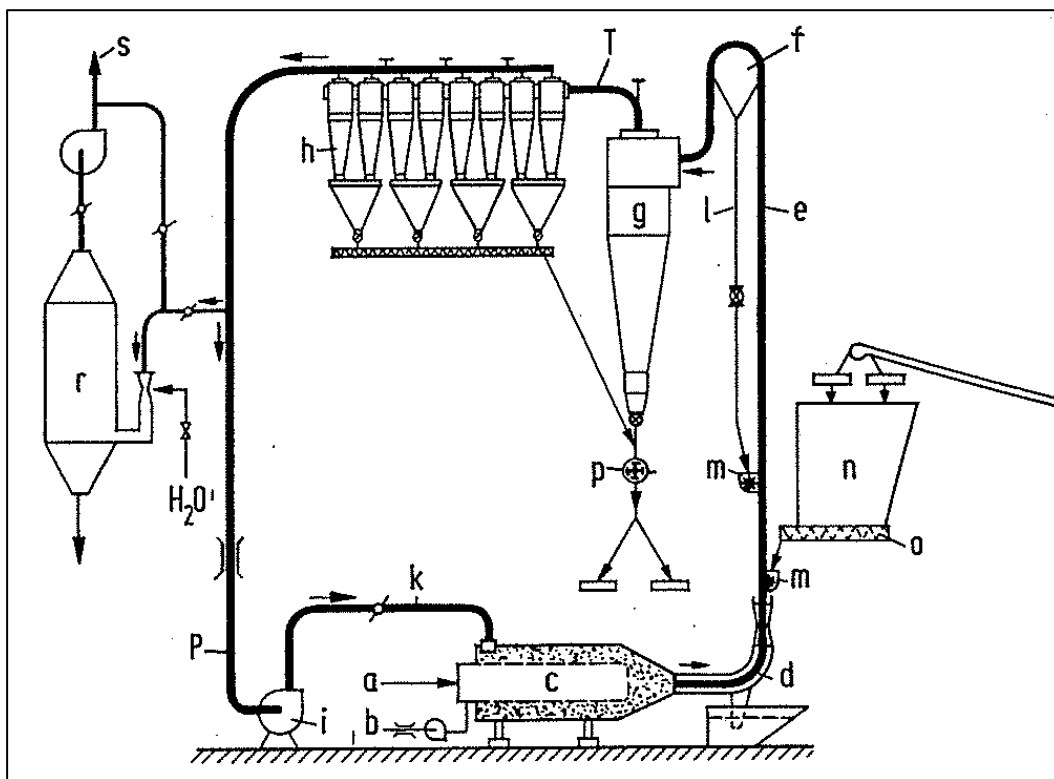


Abbildung 8: Fließschema der einstufigen Anlage zur Kohlevorerrhitzung [BEC81]

In einer Brennkammer (c), die mit Erd- oder Koksofengas betrieben werden kann, werden durch Verbrennung inerte Heißgase erzeugt. Sie werden mit Rückgasen intensiv gemischt und gelangen über den Heißgaskrümmern (d) zur Nasskohleaufgabe. Aus dem Nasskohlebunker (n) wird die Kohle über Dosierschnecken (o) in die Aufgabenschleuder (m) gegeben. Im Flugstromrohr (e) erfolgt dann die Trocknung und Erhitzung der Kohle auf die gewünschte Temperatur (bevorzugt auf Werte zwischen 450 und 500 K). Eine Umlenkhaube mit Grobgutsichtung (f) befindet sich am Ende des Flugstromrohres. Grobkorn kann so über die Rückführleitung (l) wieder in das Flugstromrohr aufgegeben werden. Im Materialabscheider (g) und in der nachgeschalteten Entstauberbatterie wird die aufgeheizte Kohle weitestgehend vom Trägergas getrennt. Das Gas, das noch geringe Reststaubgehalte besitzt, wird dann in zwei Ströme aufgeteilt. Ein Teil wird durch einen Nasswäscher (r) geleitet, von Feinstäuben befreit und in die Atmosphäre gegeben; der andere Teil dient als Rückführgas (k) zur Abmischung mit den Verbrennungsgasen. T bezeichnet die Temperaturkontrolle des Systems. Die Anlage wird mit Überdruck betrieben. Der niedrigste Druck herrscht am Eintritt des Umgasventilators (P).

Zum Einsatz kommt eine Vorerhitzungsanlage mit zwei Straßen für einen Durchsatz von je 100 t/h. Für das Einfüllen der vorerhitzten Kohle in die Koksöfen wurde ein Heißkohlefüllwagen entwickelt. Die Anlage kann sowohl mit Nass-, als auch mit Heißkohle gefahren werden. Zum Einsatz kam eine Kohlemischung.

Die Betriebserfahrungen zeigen, dass der Einsatz vorerhitzter Kohle zu einer Leistungssteigerung der Koksöfenbatterie von rund 50 % führt. Die Koksfestigkeit wird so deutlich verbessert. Die Kohlevorerhitzungsstraßen waren für einen Durchsatz von je 100 t Nasskohle pro Stunde mit 8 % Feuchtigkeit und 500 K Heißkohle-Endtemperatur ausgelegt. Tatsächlich lagen die Kohlefeuchte im Durchschnitt bei 6 % und die Heißkohletemperatur bei nur etwa 470 K, so dass eine Durchsatzleistung von 140 t/h möglich war. Die Abgastemperatur lag bei einer Heißkohletemperatur von etwa 470 K bei 490 bis 495 K [BEC81].

2.4 Kohlevorwärmung bei der Thyssen Krupp Stahl AG

Die Thyssen Krupp Stahl AG in Schwelgern nahm ab dem Jahr 2000 ein System zum Einblasen vorgewärmten Kohlenstaubs in den Hochofenprozess in Betrieb. Aufgabe war es, die Kohlenstaubvorwärmung in das vorhandene Einblssystem zu integrieren und die Veränderung der betrieblichen Kennzahlen sowie das Verhalten des Hochofens auf die veränderten Bedingungen hin zu charakterisieren.

Das Aggregat zur Vorwärmung des Kohlenstaubes vor dem Einblasen in den Hochofen ist eine Zusatzeinrichtung, die über einen Wärmetauscher, der im Gegenstromprinzip arbeitet, die Kohle auf die gewünschte Temperatur erwärmt. Das Wärme abgebende Medium ist dabei Thermoöl. Die Vorwärmeinrichtung befindet sich an der Stelle, an der die Kohle von den Einblasgefäßen aus in Richtung des Hochofens geleitet wird. Die Kohlenstaubeinblasanlage teilt sich in zwei Stränge (Nord und Süd), von denen jeweils 20 Blasformen gespeist werden. Strang Süd wurde mit der Kohlenstaubvorwärmung ausgerüstet. In Abbildung 9 ist das im Folgenden beschriebene Fließschema dargestellt.

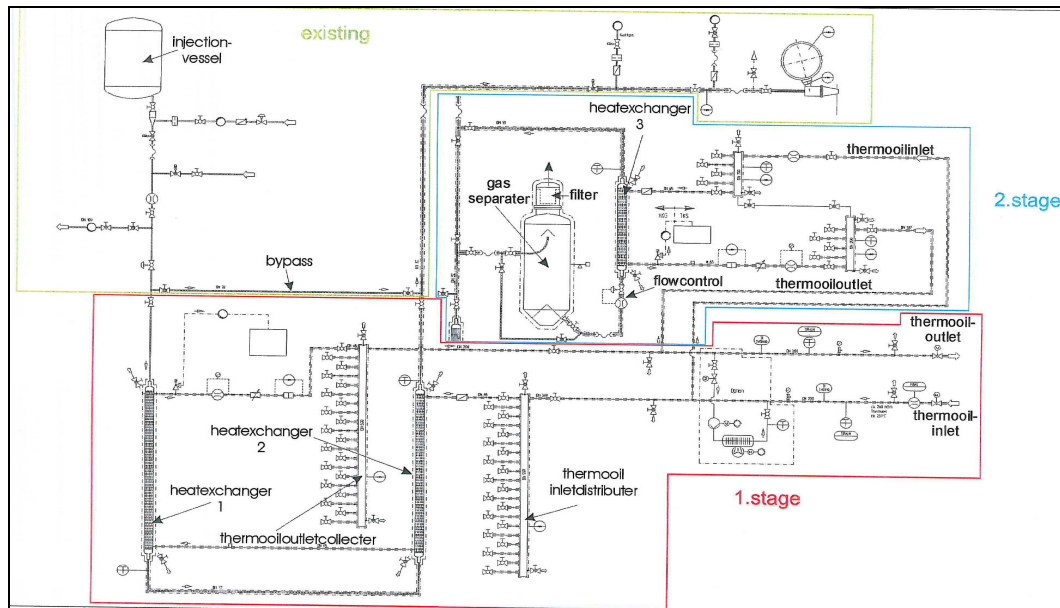


Abbildung 9: Fließschema Kohlenstaubvorwärmung [LAN03]

Über einen Vorlaufsammler wird das Thermoöl auf die jeweiligen Wärmetauscher verteilt (1. stage, Abbildung 9). Das Öl wird über einen Rauchgaswärmetauscher erwärmt.

Das kältere Thermoöl, das seine thermische Energie an den Kohlenstaub abgegeben hat, gelangt dann in einen Rücklaufsammler. Innerhalb eines Wärmetauschers wird der Kohlenstaubstrom von einem auf sieben kleinere Kohlenstaubströme aufgeteilt, die später wieder zusammengeführt werden. In den Rohren, durch die die Kohlenstaubströme geleitet werden, befinden sich Wendeln, die die jeweiligen Ströme umschichten und die Häufigkeit des Kontaktes mit der Rohrwand erhöhen. Die sieben kleineren Rohre sind von einem großen Rohr umgeben, durch das das Thermoöl geführt wird. Jede Thermoölleitung, die zurück in den Ausgangssammler führt, besitzt einen Filter, um bei einem Leck das weitere Mitfließen von Kohle zu verhindern. Um die thermische Expansion durch den Transport vorgewärmter Kohle zu kompensieren, wurden Rohre installiert, die zunächst aus Stahl bestanden. Mit der Erhitzung der Kohle tritt eine Verringerung der Kohlefeuchte ein, wobei Kondensationsprozesse und Ablagerungen die Folge sind. In den Vorwärmversuchen kam es durch die Verdampfung und den in der Kohle enthaltenen Schwefel zu Korrosionen, so dass anschließend Rohre aus Teflon eingesetzt wurden. Die Verdampfung der Kohlefeuchte führt aber weiter zu dem Problem, dass die Kohle zwar erwärmt, die Feuchte aber mit in den Hochofen eingeblasen wurde. Zudem hat die Erhitzung und Verdampfung auch eine Erhöhung der Formgastemperatur und des Gasvolumens zur Folge. In einer zweiten Projektphase (2. stage Abbildung 9) wurden daher ein Gasabscheider und ein weiterer Wärmetauscher in die Anlage integriert. Die beschriebenen Erscheinungen konnten so begrenzt werden [LAN03].

3 Ziel des Projektes und zu erwartende Effekte

Die CO₂-Emissionen bei der Roheisenherstellung im Hochofen wurden in den letzten 15 Jahren um ca. 16 % gesenkt [BAB08]. Technologisch bedingt – und im Vergleich mit anderen Industriezweigen – sind sie aber dennoch hoch. Das primäre Ziel der Forschungs- und Entwicklungstätigkeit besteht daher neben den technologischen und wirtschaftlichen Aspekten in der Minderung der CO₂-Emissionen.

Infolge des weltweit stetig steigenden Primärenergiebedarfs, begrenzter Reserven und der sich tendenziell zuspitzenden Marktlage bei fossilen Kohlenstoffträgern kommt der Kohle als kostengünstigem und ausreichend vorhandenem Energieträger eine zunehmende Bedeutung zu. Dies gilt auch für den Betrieb moderner Großhochöfen, wo der vergleichsweise teurere Stückkoks in immer größerem Maße durch Zusatzreduktionsmittel wie Gas, Öl und vor allem Kohlenstaub substituiert wird.

Vor dem Hintergrund einer stetigen Steigerung der Stoff- und Energieeffizienz der Hochofenbetriebe wird seitens der Industrie angestrebt, die Kohleeinblasraten deutlich zu erhöhen und den Koksverbrauch und damit die Kosten weiter zu senken.

Beim Einblasen in den Heißwindstrom, der Temperaturen von etwa 1000-1200 °C aufweist, führen die Blaskohlen sowie das Trägergas Stickstoff zu einer Kühlung, die energetisch ausgeglichen werden muss. Weiterhin enthalten Blaskohlen eine Restfeuchte, deren Verdampfung sowie die darauf folgende heterogene Wassergasreaktion zu einer weiteren Kühlung führen.

Im Gegensatz zu den gasförmigen und flüssigen Ersatzreduktionsmitteln, wie z. B. Erdgas und Erdöl, tritt die Entzündung des eingeblasenen Kohlenstaubes aufgrund der Partikelbeschaffenheit mit einer zeitlichen Verzögerung ein. Ist diese zu groß, kann der Kohlenstaub unverbrannt die Wirbelzone passieren und sich in das Koksgerüst einlagern. Dadurch wird die Durchgasungsfähigkeit negativ beeinflusst. Die Durchströmung wird zur Wand hin umgelenkt, die Wärmebelastung der Kühlelemente steigt und unverbrannter Kohlenstaub tritt an der Gicht auf. Die Einblasmenge muss daher reduziert werden, was die Wirtschaftlichkeit verschlechtert.

Ein weiterer wichtiger Aspekt der Vorwärmung ist die Reduzierung des Wassergehaltes der gegenwärtig zunehmend eingesetzten Braunkohlenstäube. Die dazu notwendige Energiemenge muss dann nicht im Hochofen aus teurem Hochofenkoks erzeugt werden, sondern kann aus minderwertigen Energieträgern wie Gichtgas oder sogar aus innerbetrieblichen Abwärmequellen gewonnen werden.

Durch die Entwicklung eines effektiven Vorwärmverfahrens für Blaskohlen sollen die spezifischen Kosten der Roheisenerzeugung gesenkt und der spezifische CO₂-Ausstoß gemindert werden. Das Verfahren soll sich nach Möglichkeit in moderne PCI-Technologien integrieren lassen.

4 Eingesetzte Untersuchungsmethoden und verwendete Materialien

4.1 Eingesetzte Untersuchungsmethoden

Beim Einsatz von Standardmethoden wird hier auf eine Beschreibung verzichtet. Die entsprechenden Vorschriften, nach denen diese Analysen durchgeführt wurden, werden in Verbindung mit den ermittelten Eigenschaften in Abschnitt 4.2 spezifiziert.

Im Folgenden werden ausschließlich nicht standardisierte Analysemethoden bzw. Methoden, bei deren Anwendung von der Vorschrift abgewichen wurde, beschrieben.

4.1.1 Bestimmung der Wirbeleigenschaften

In einen Wirbelschacht mit einem Innendurchmesser von 200 mm, welcher an seiner Unterseite von einem Wirbelboden begrenzt ist, werden etwa 2 kg des Wirbelgutes eingefüllt. Die Höhe der Schüttung wird gemessen. Danach wird die Schüttung durch den Wirbelboden mit Wirbelgas beaufschlagt, dessen Volumenstrom in Schritten von etwa 0,3 Nm³/h gesteigert wird. Zu jeder Wirbelgasmenge, welche einer bestimmten Anströmgeschwindigkeit (= Leerrohrgeschwindigkeit) entspricht, wird die Höhe der Schüttung bzw. Wirbelschicht gemessen. Durch eine Differenzdruckmessung mit Messstellen unter und über der Schüttung bzw. Wirbelschicht wird zusätzlich der Druckverlust über diese bestimmt. Der Quotient aus Druckverlust und Höhe wird in einem Diagramm als „spezifischer Widerstand der Schüttung“ gegen die Geschwindigkeit aufgetragen.

4.1.2 Bestimmung der Korngrößenverteilung mittels Vibrationssiebung

Die Korngrößenanalyse wird als Doppelbestimmung durchgeführt.

Etwa 3 kg einer repräsentativen Probe des zu analysierenden Schüttgutes werden mittels Riffelprobenteiler solange geteilt, bis die beiden verbliebenen Chargen einer Masse von 50 bis 100 g entsprechen. Diese dienen als Einwaagen für die Analysesiebung.

Als Siebsatz werden 200-mm-Analysesiebe mit Maschenweiten von 63, 90, 125, 250, 500, 1000 und 2000 µm gewählt. Die Analysesiebung wird mittels einer Vibrationssiebmaschine im Intervallbetrieb durchgeführt. Die Siebzeit beträgt jeweils 15 Minuten. Nach der Siebung werden die Rückstände auf den einzelnen Sieben sowie auf dem Siebboden auf 10 mg genau ausgewogen. Die auf die jeweilige Einwaage der Siebung bezogenen Werte werden zu einer Rückstandsreihe kumuliert. Die Differenz der einzelnen Reihenelemente zu 100 Prozent ergibt dann die Durchgangskennlinie, welche auch als Sieblinie bezeichnet wird.

4.2 Verwendete Materialien

4.2.1 Kohlenstaub

Als Materialien für die Versuche zur Erwärmung in der Wirbelschicht dienten zwei Kohlenstäube, welche auch am Hochofen eingesetzt werden. Es handelte sich dabei um einen Steinkohlenstaub (SKS) sowie um einen Braunkohlenstaub (BKS).

Brennstoffanalyse

Tabelle 5 zeigt die Werte der Brennstoffanalysen beider Kohlenstäube im Vergleich. Erwartungsgemäß unterscheiden sich beide Kohlen insbesondere im Wasser- und Kohlenstoffgehalt sowie in ihrem Anteil an flüchtigen Bestandteilen.

Tabelle 5: Brennstoffanalyse der eingesetzten Kohlenstäube bezogen auf den Rohzustand

Untersuchungsparameter	Methodik	Einheit	Analysewerte	
			SKS	BKS
Wassergehalt	DIN 51718	Ma.-%	1,20	9,50
Aschegehalt	DIN 51719	Ma.-%	9,60	5,40
Kohlenstoff	DIN 51732	Ma.-%	74,50	57,0
Wasserstoff	DIN 51732	Ma.-%	4,90	4,30
Stickstoff	DIN 51732	Ma.-%	1,44	0,49
Flüchtige Bestandteile	DIN 51720	Ma.-%	33,25	46,90
Schwefel gesamt	DIN 51732-3	Ma.-%	0,59	0,60
Heizwert	DIN 51900	kJ/kg	30.583	21.580

Korngrößenanalyse

Die ermittelten Korngrößenverteilungen der verwendeten Kohlenstäube repräsentieren die in Abbildung 10 dargestellten Sieblinien.

Es ist erkennbar, dass sich die beiden Kohlenstäube hinsichtlich ihrer granulometrischen Eigenschaften stark unterscheiden. Der Steinkohlenstaub ist mit einem d_{50} -Wert von 92 μm deutlich feiner als der Braunkohlenstaub mit 114 μm . Dabei treten die größten Unterschiede im Korngrößenbereich zwischen 63 und 125 μm auf. In diesem Bereich liegen 87 Ma.-% des Steinkohlenstaubes, aber nur 53 Ma.-% des Braunkohlenstaubes. Bei beiden Kohlenstäuben sind mehr als 99 Ma.-% der Partikel kleiner als 500 μm .

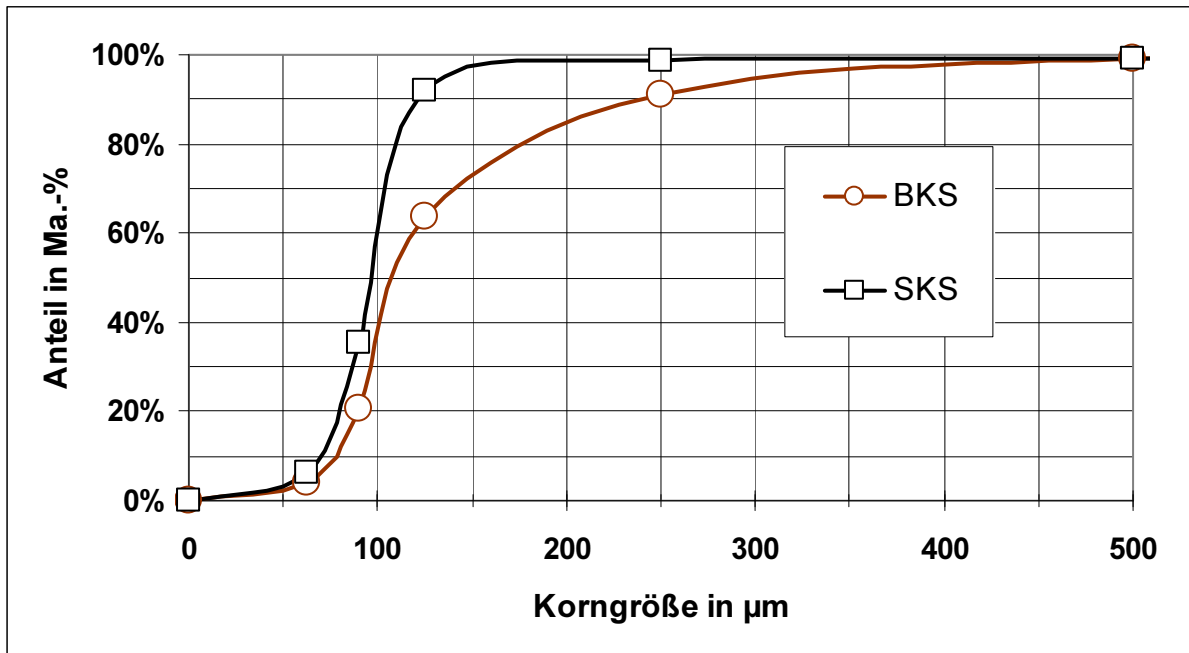


Abbildung 10: Sieblinien der eingesetzten Kohlenstäube

Wirbeleigenschaften

Abbildung 11 zeigt die Wirbelkennlinien der verwendeten Kohlenstäube.

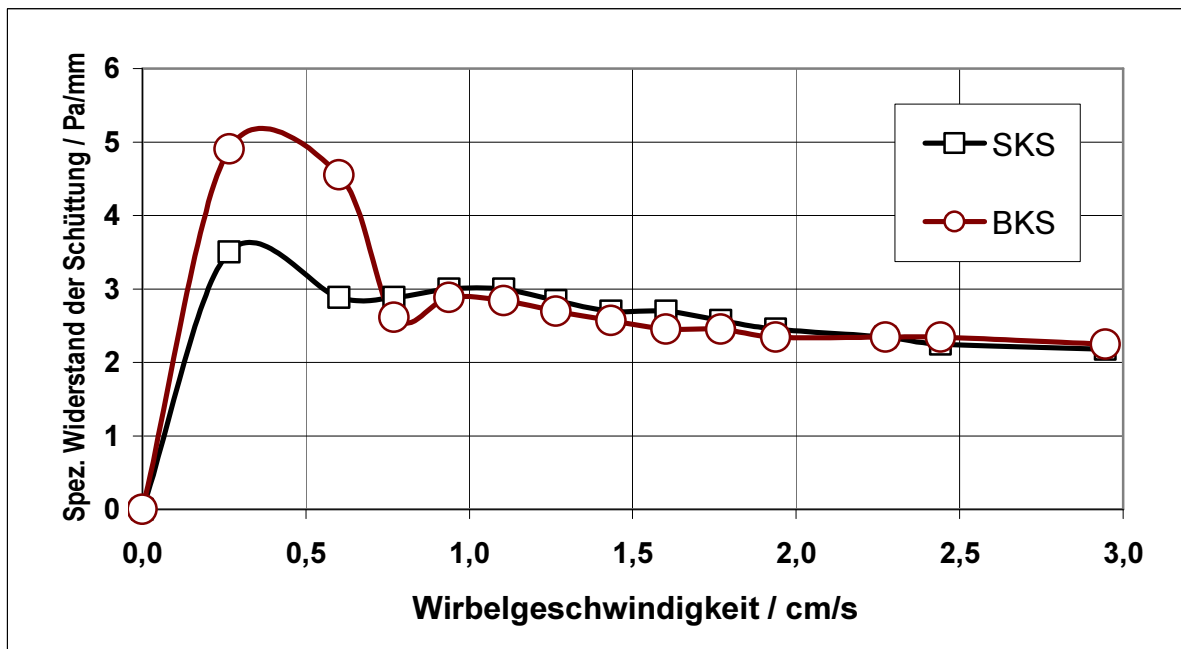


Abbildung 11: Wirbelkennlinien der verwendeten Kohlenstäube

Nennenswerte Unterschiede treten lediglich bei geringen Wirbelgeschwindigkeiten im Bereich des Lockerungspunktes auf, wo der Braunkohlenstaub einen deutlich größeren spezifi-

schen Widerstand aufwies. Oberhalb einer Wirbelgeschwindigkeit von 1 cm/s verhalten sich beide Kohlenstäube hinsichtlich ihrer Wirbeleigenschaften praktisch identisch.

4.2.2 Thermoöl (Terralub)

Als Wärmeträgermedium wurde mit dem TERRALUB FH 5600 ein Thermoöl auf Pflanzenölbasis eingesetzt.

Nach Angaben des Herstellers kann es im Temperaturbereich zwischen -20 °C und +300 °C eingesetzt werden. Im Gegensatz zu vielen anderen Thermoölen ist es auch in Gegenwart von Rohrleitungen aus Kupfer im angegebenen Temperaturbereich chemisch beständig. Tabelle 6 zeigt die kinematischen Viskositäten sowie die spezifische Wärmekapazität für Temperaturen von 20 und 250 °C.

Tabelle 6: Herstellerangaben zur kinematischen Viskosität und zur spezifischen Wärmekapazität des Thermoöls

Temperatur [°C]	Kinematische Viskosität [mm ² /s]	Spezifische Wärmekapazität [kJ/kg K]
20	81	1,98
250	1	3,25*

* Näherungswert des Herstellers

5 Durchgeführte Arbeiten und erzielte Ergebnisse

5.1 Voruntersuchungen zu Kohlevorwärmung

Beim Erhitzen von Kohlen in Inertatmosphäre werden das enthaltene Wasser sowie flüchtige Kohlenwasserstoffverbindungen ausgetrieben. Während bei Kohlenstäuben für den Hochofen eine Entfernung des Restwassers angestrebt wird, ist das Austreiben der flüchtigen Bestandteile bei diesen Kohlen i. d. R. unerwünscht, weil dadurch das Zündverhalten in der Blasform negativ beeinflusst wird.

Daraus ergibt sich für eine optimale Vorwärmung der Anspruch, Bedingungen zu finden, bei denen das Wasser möglichst vollständig ausgetragen wird und die flüchtigen Kohlenwasserstoffverbindungen weitgehend in der Kohle verbleiben.

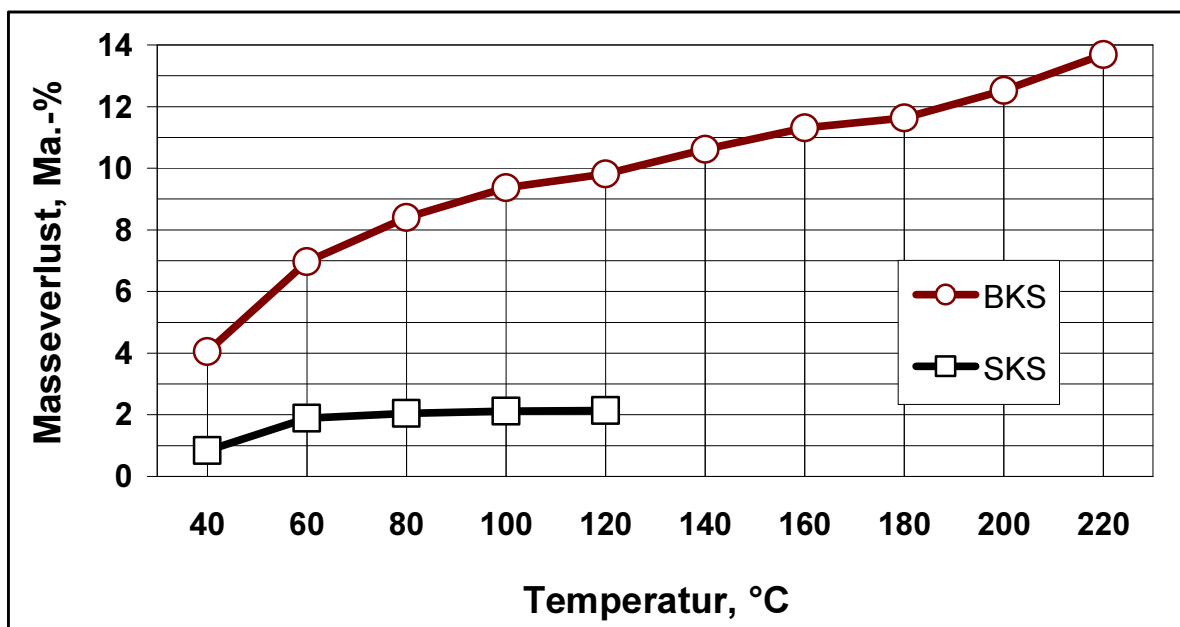


Abbildung 12: Masseverlust eines Steinkohlenstaubes (SKS) und eines Braunkohlenstaubes (BKS) in Abhängigkeit von der Temperatur

Abbildung 12 zeigt den temperaturabhängigen Masseverlust zweier typischer Einblaskohlen (Stein- bzw. Braunkohle), wie sie am Hochofen in Eisenhüttenstadt eingesetzt werden. Die Kohlen wurden mit einer Geschwindigkeit von 20 K/min auf die jeweilige Temperatur erwärmt und verblieben anschließend 2 h auf diesem Temperaturniveau. Nach dem Abkühlen im Ofen – ebenfalls unter Inertgasatmosphäre – wurde der jeweilige Masseverlust bestimmt.

Bedingt durch die hohen Wassergehalte des Braunkohlenstaubes unterliegt dieser im Unterschied zum Steinkohlenstaub einem wesentlich höheren Masseverlust. Ab Temperaturen von 180 °C muss bei Braunkohlenstaub mit dem Beginn des Austreibens flüchtiger Bestandteile gerechnet werden.

5.2 Vorwärmung in einem Schneckenförderer

5.2.1 Schneckenförderer-Versuchsanlage und Versuchsdurchführung

Als Versuchsaggregat kam eine Vorwärm Schnecke der Firma Köllemann GmbH zum Einsatz. Abbildung 13 zeigt schematisch den Aufbau und die Funktionsweise der Anlage.

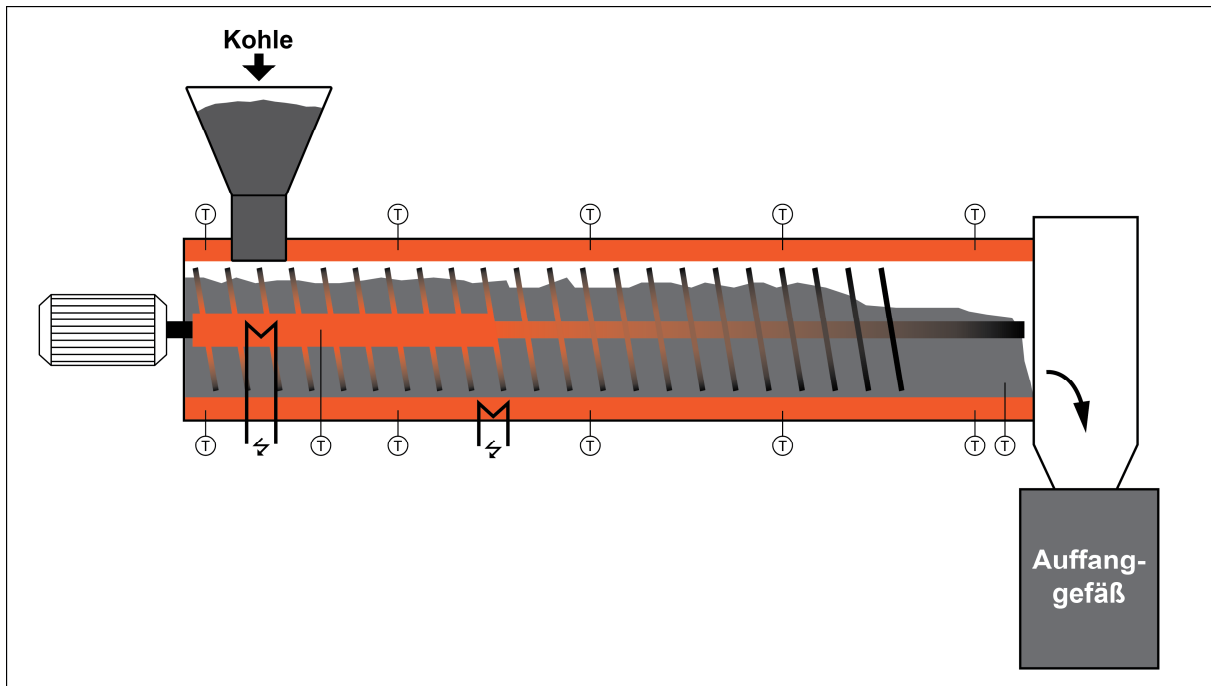


Abbildung 13: Schematische Darstellung der Versuchsanlage zum Erwärmen von Kohlenstaub in einem Schneckenförderer

Sie besteht aus einem Schneckenrohr, dessen Mantel elektrisch beheizt ist. Die Schnecke selbst wird lediglich im 1. Drittel ihrer Länge durch in der Welle liegende Heizelemente erwärmt. Die Oberflächentemperatur wird an mehreren Stellen in der Schneckenwelle sowie im Mantel gemessen und auf der Basis dieser Messwerte und eines bis auf maximal 250 °C einstellbaren Sollwertes geregelt.

Die Kohle wird über den Aufgabetrichter in den Schneckenring gegeben und dann durch das sich drehende Schneckengewinde zum Austrag gefördert. Die Drehzahl der Schnecke kann über einen Frequenzumrichter eingestellt werden. Am Ende des Schneckenringes, unmittelbar vor dem Austrag, wird die Temperatur der Schüttung mit einem Thermoelement gemessen und aufgezeichnet.

Um ein Anhaften des Fördergutes zu verhindern, ist das Schneckengewinde als Paddelschnecke ausgeführt (Abbildung 14, rechts). In der verwendeten Ausführung erlaubt die Anlage einen Durchsatz von maximal 30 Litern pro Stunde.

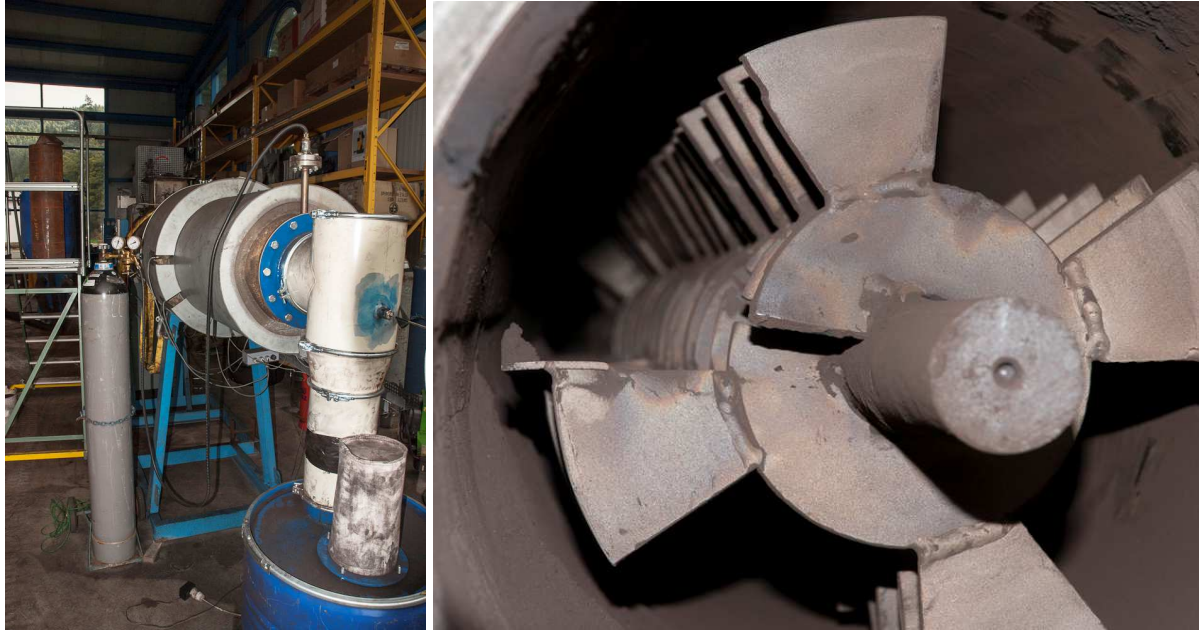


Abbildung 14: Schneckenvorwärmer (links), Blick von der Austragsseite in den Schneckenentrog (rechts)

5.2.2 Auswertung der Vorwärmversuche im Schneckenförderer

Mit dem Steinkohlenstaub und dem Braunkohlenstaub wurden Vorwärmversuche bei Oberflächentemperaturen von 150 und 250 °C durchgeführt.

Der Wärmedurchgangskoeffizient k kann nach Gleichung (1) berechnet werden.

$$k = \frac{\dot{Q}}{A_{VW} \cdot (t_{VW} - \bar{t}_K)} \quad (1)$$

Dabei ist \dot{Q} der auf die Kohle übertragene Wärmestrom, A_{VW} die Wärmetauscherfläche des Vorwärmers, über die Wärme übertragen wird, t_{VW} die Temperatur der beheizten Fläche und \bar{t}_K die mittlere Kohletemperatur im Wärmetauscher.

Da die Temperatur der Kohle lediglich am Einlauf ($t_{K,0}$) und am Auslauf ($t_{K,1}$) gemessen wurde, konnte \bar{t}_K nur näherungsweise durch lineare Interpolation der beiden Messwerte ermittelt werden

$$\bar{t}_K = \frac{t_{K,1} - t_{K,0}}{2} \quad (2)$$

$t_{K,0}$ entspricht dabei der Ausgangstemperatur des Kohlenstaubes, $t_{K,1}$ der unmittelbar am Auslauf der Schnecke gemessenen Kohletemperatur beim Erreichen des stationären Zustandes nach einer Versuchszeit von ca. 2 Stunden. t_{VW} ist eine geregelte Größe und wurde deshalb als konstant angenommen.

Die beheizte Oberfläche A_{VW} wurde aus der Geometrie des Schnecken troges und des Schnecken gewindes mit $1,9 \text{ m}^2$ bestimmt.

Da die Oberflächentemperatur des Schnecken troges höher war als die der Kohle, kann da von ausgegangen werden, dass keine Wärme von der Kohle auf die Trogwand übertragen wird. Für diesen Fall kann die auf die Kohle übertragene Wärmemenge aus der Temperaturänderung der Kohle berechnet werden. Dabei ist es sinnvoll, die wasserfreie Kohle und das Kohlewasser separat zu betrachten.

Der von der wasserfreien Kohle aufgenommene Wärmestrom kann wie folgt berechnet werden:

$$\dot{Q}_{K,tr} = \frac{\dot{m}_K \cdot (100 - W_{K,0}) \cdot c_{K,tr} \cdot (t_{K,1} - t_{K,0})}{100} \quad (3)$$

Dabei repräsentiert \dot{m}_K den Massenstrom des Kohlenstaubes durch den Vorwärmer und $W_{K,0}$ dessen Wassergehalt im Ausgangszustand in Ma.-%.

Die spezifische Wärmekapazität von Kohle ist in erster Linie von deren Wasser- und Aschegehalt abhängig und kann nach Effenberger [EFF00] näherungsweise aus der Gleichung

$$c_K = 0,01 \cdot \left[(1 + 0,0095 \cdot FB_{waf}) \cdot 0,9719 \cdot (100 - A - W_{K,0}) + 0,7 \cdot A + 4,2 \cdot W_{K,0} \right] \left[\frac{\text{kJ}}{\text{kg} \cdot \text{K}} \right] \quad (4)$$

mit A als Aschegehalt in Ma.-% und FB_{waf} als den auf wasser- und aschefreie Substanz bezogenen Anteil an flüchtigen Bestandteilen in M.-%, berechnet werden.

Wenn $W_{K,0} = 0$ gesetzt wird, erhält man aus Gleichung (4) die spezifische Wärmekapazität der wasserfreien Kohle $c_{K,tr}$. Auf diese Weise wurden Werte von $1,26 \text{ W}(\text{m}^2 \text{ K})^{-1}$ für die Steinkohle und $1,44 \text{ W}(\text{m}^2 \text{ K})^{-1}$ für die Braunkohle ermittelt.

Das in der Kohle enthaltene Wasser wird bei der Vorwärmung in Dampf umgewandelt. Im Weiteren wird der Dampf bis zur Endtemperatur der Kohle überhitzt. Der dazu nötige Wärmestrom lässt sich am einfachsten anhand der spezifischen Enthalpien des Wassers und des Dampfes berechnen.

$$\dot{Q}_W = \frac{\dot{m}_K \cdot W_{K,0} \cdot [h''(t_{1,K}) - h'(t_{0,K})]}{100} \quad (5)$$

Besonders bei der Braunkohle ist ein Teil des Kohlewassers fest an die Kohle gebunden, so dass über die mit Gleichung (5) beschriebene Enthalpieänderung hinaus weitere Wärme notwendig ist, um dieses Wasser zu entfernen. Dabei steigt diese zur Aufhebung des Kohle-Wasser-Verbundes notwendige Wärmemenge mit abnehmendem Wassergehalt exponentiell an. Schäfer und Opdenwinkel [SCH85] geben die differentielle Bindungsenthalpie des Wassers in der Braunkohle als Funktion von der Wasserbeladung x mit der empirischen Gleichung

$$dH_B(x) = 735,5 \cdot e^{-\left(\frac{x}{23,51}\right)^{2,319}} dx \quad (6)$$

an. Durch numerische Integration zwischen der Anfangswasserbeladung $x_0 = 0,105$ kg Wasser je kg trockene Braunkohle (entspricht 9,5 Ma.-% Feuchte) und der Endwasserbeladung $x_1 = 0$ erhält man die mittlere spezifische Bindungsenthalpie ΔH_B der Braunkohle mit 77 kJ je kg Wasser. Damit kann nun die notwendige Wärmeenergie zur Aufspaltung der Braunkohle-Wasser-Bindung berechnet werden.

$$\dot{Q}_B = \frac{\dot{m}_K \cdot W_{K,0} \cdot \Delta H_B}{100} \quad (7)$$

Aus den nach den Gleichungen (3), (5) und (7) bestimmten Wärmeströmen kann nun die insgesamt auf die Kohle übertragene Wärme

$$\dot{Q} = \dot{Q}_{K,tr} + \dot{Q}_W + \dot{Q}_B \quad (8)$$

berechnet werden. Für Steinkohle wird dabei $\dot{Q}_B = 0$ angenommen.

Tabelle 7 zeigt die Versuchsergebnisse für beide Kohlenstäube bei Vorwärmtemperaturen von 150 und 250 °C. Für $t_{K,1}$ wurden dabei die nach Erreichen eines stationären Zustandes am Auslauf des Vorwärmers gemessenen mittleren Temperaturen eingesetzt.

Tabelle 7: Ergebnisse der Vorwärmversuche im Schneckenförderer

	Einheit	Steinkohle		Braunkohle	
		150 °C	250 °C	150 °C	250 °C
t_{vw}					
$W_{K,0}$	Ma.-%	1,2	9,5	1,2	9,5
$t_{K,0}$	°C	8	12	8	12
$t_{K,1}$	°C	124	216	137	181
$\dot{Q}_{K,tr}$	kW	1,17	2,09	1,26	1,70
\dot{Q}_W	kW	0,12	0,12	0,98	0,98
\dot{Q}_B	kW	0,00	0,00	0,03	0,03
\dot{Q}	kW	1,29	2,21	2,27	2,71
k	W(m²K)⁻¹	8	8	16	9

Obwohl, zumindest bei Oberflächentemperaturen des Vorwärmers von 250 °C, die angestrebten Kohletemperaturen erreicht wurden, liegen die ermittelten Wärmedurchgangskoeffizienten insgesamt weit unter den erwarteten Werten. Ursache dafür ist sicherlich auch der

mit 15 kg/h sehr geringe Durchsatz der Anlage, der sich konstruktionsbedingt jedoch nicht erhöhen ließ.

5.3 Vorwärmung in der Wirbelschicht

5.3.1 Versuchsanlage und Versuchsdurchführung

Um die Effektivität des Erwärmens von Kohlenstaub in der Wirbelschicht zu ermitteln, wurde im Technikum der E.S.C.H. GmbH eine Versuchsanlage errichtet, deren Aufbau und Funktionsweise in Abbildung 15 schematisch dargestellt ist.

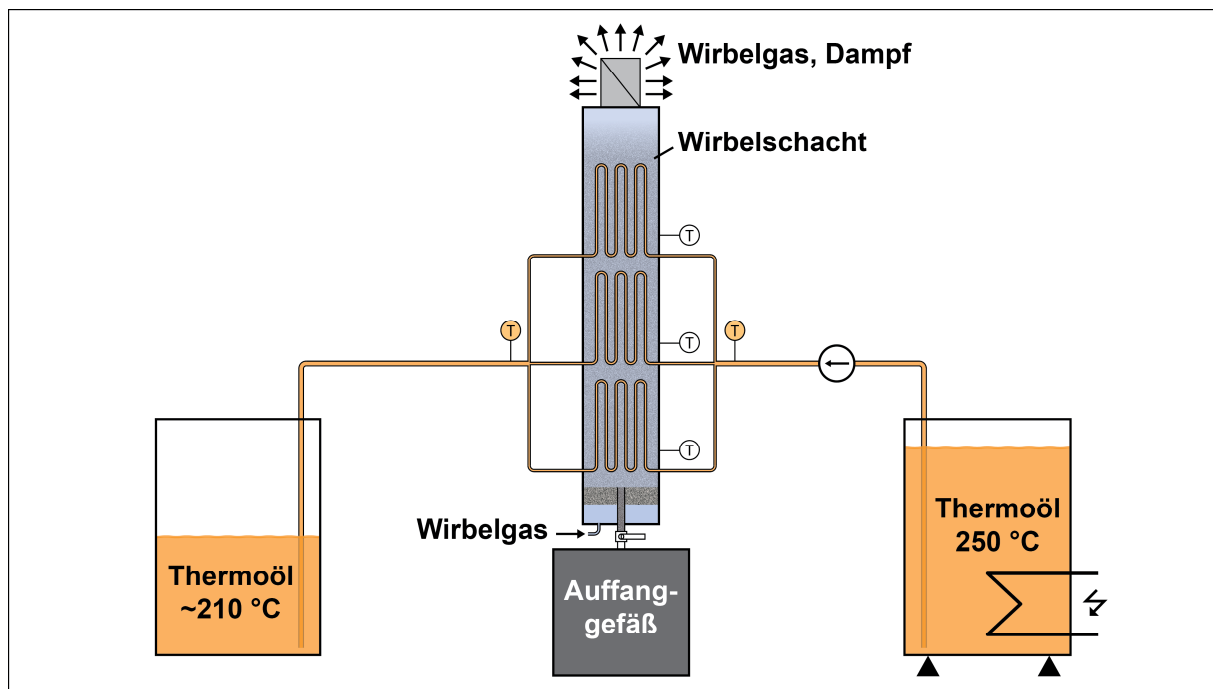


Abbildung 15: Schematische Darstellung der Versuchsanlage zum Erwärmen von Kohlenstaub in der Wirbelschicht

Die Anlage besteht aus einem zylindrischen Wirbelschacht mit einer Höhe von 370 cm sowie einem Durchmesser von 20 cm. Um die Wirbelschicht auch visuell beurteilen zu können, wurde der Wirbelschacht zum größten Teil aus Planflanschrohren aus einem thermisch beständigen Glas gefertigt. Die Verbindungsstücke zwischen den Glasrohren bestehen aus Stahl und dienen auch der Durchführung der Wärmetauscherrohre.

Den unteren Abschluss des Wirbelschachtes bildet ein Wirbelboden aus Sintermetall mit einem mittig angeordneten Austragsrohr. Auf der Oberseite verhindert eine Gewebefilter das Austragen von Kohlenstaubpartikeln mit dem Wirbelgas und dem Dampf.

Die im Batchbetrieb arbeitende Versuchsanlage wurde für die Erwärmung von 25 kg Kohlenstaub auf eine Endtemperatur von maximal 250 °C ausgelegt. Für die angestrebten Verweilzeiten von etwa 5 Minuten entspricht das einer Wärmeleistung von 80-100 kW. Damit scheidet eine Erhitzung des Thermoöls in einem Durchlauferhitzer aus, da eine Bereitstellung

dieser Leistung zu aufwendig gewesen wäre. Stattdessen wurde eine andere Lösung konzipiert. Bei dieser wird zunächst die gesamte für den Versuch benötigte Thermoölmenge in einem Puffergefäß mit einem Volumen von etwa 300 Litern mit einer Leistung von 6 kW elektrisch bis auf die Zieltemperatur erhitzt. Während des Versuches wird dann mittels einer Zahnradpumpe das erhitzte Öl aus dem Puffergefäß durch die Wärmetauscher gefördert. Zur Bestimmung der geförderten Thermoölmenge wurde das Puffergefäß auf einer Wägeeinrichtung installiert. Der Ölmassenstrom durch die Wärmetauscher kann anhand eines Drosselventils eingestellt werden. Das Thermoöl wird in einem zweiten Pufferbehälter mit identischer Größe aufgefangen. Abweichend zur vereinfachten Darstellung in Abbildung 15 wurde auch dieser Behälter mit Heizelementen und einer Wägeeinrichtung ausgestattet. Dadurch wird ein Wechselbetrieb zur Verlängerung der Versuchzeiten möglich.

Um eine schnelle Alterung des Thermoöls zu verhindern, wurden beide Puffergefäße mit einer Stickstoffspülung versehen, welche den Kontakt von Luftsauerstoff mit dem heißen Thermoöl verhindert.

Temperaturmessungen in der Thermoölleitung vor und nach dem Wärmetauscher ermöglichen eine Bilanzierung der durch die Wärmetauscherelemente übertragenen Wärmemengen.

Abbildung 16 zeigt die Wirbelschichtvorwärmanlage im Technikum der E.S.C.H. GmbH.



Abbildung 16: Wirbelschichtvorwärmanlage

5.3.2 Auswertung der Vorversuche in der Wirbelschichtanlage ohne Erwärmung

Es wurde erwartet, dass während der Vorwärmversuche an der Innenseite des Wirbelschachtes aus der Kohle verdampftes Wasser kondensiert und eine visuelle Beurteilung des Wirbelverhaltens der Kohlenstäube beeinträchtigt. Um für die späteren Vorwärmversuche die optimale Wirbelgeschwindigkeit zu bestimmen, wurden deshalb zunächst Vorversuche ohne Erwärmung durchgeführt. Die Wärmetauscherelemente waren bereits in den Wirbelschacht eingebaut, so dass ihr geometrischer Einfluss auf das Wirbelbett beurteilt werden konnte.

Bereits bei den ersten Versuchen zeigte sich, dass die eingebauten spiralförmig angeordneten Wärmetauscherrohre (Abbildung 16 links) die Strömung zu stark beeinträchtigten. Schon bei geringen Kohlemengen traten insbesondere in Randnähe Bereiche auf, in denen die Wirbelschicht „zusammenbrach“ und sich große Durchströmkanäle bildeten. Außerhalb dieser Durchströmkanäle war keine Bewegung in der Schüttung mehr zu erkennen. Aus diesem Grund wurde die geometrische Anordnung der Wärmetauscher komplett überarbeitet. Die neuen Wärmetauscherelemente bestanden aus jeweils 12 vertikal angeordneten Rohren, welche gleichmäßig über den Querschnitt des Wirbelschachtes verteilt und durch kurze Rohrbögen miteinander verbunden waren. Jedes der drei Elemente wies eine Gesamtrohrlänge von 12 Metern sowie einen Außendurchmesser von 12 mm auf. Die Gesamtfläche des Wärmetauschers betrug somit 1,4 m².

Mit den neuen Wärmetauschern wurden zunächst wieder Kaltversuche durchgeführt. Deren primäres Ziel bestand darin, die Wirbelgeschwindigkeit zu ermitteln, bei der in allen Teilen der Schüttung eine intensive Bewegung auftritt. Dabei musste davon ausgegangen werden, dass diese Wirbelgeschwindigkeit deutlich über der Lockerungsgeschwindigkeit liegen würde, da mit zunehmender Flächenbelastung (Höhe der Wirbelschicht) der aus deren Gewichtskraft resultierende statische Druck die Bewegung der Partikel einschränkt. Abbildung 17 zeigt als Ergebnis der Kaltversuche den spezifischen Widerstand der Schüttung in Abhängigkeit von der Wirbelgeschwindigkeit und von der Flächenbelastung mit dem Wirbelgut, welche sich proportional zur Höhe der Schüttung verhält.

Im Unterschied zur den in Abschnitt 4.2.1 dokumentierten Wirbeleigenschaften steigt hier der spezifische Widerstand der Wirbelschicht mit zunehmender Wirbelgeschwindigkeit an. Dieses Verhalten ist bei geringer Flächenbelastung besonders deutlich erkennbar, mit zunehmender Flächenbelastung ist es weniger ausgeprägt. Eine Erklärung ist nur in Verbindung mit einer visuellen Beurteilung des Wirbelverhaltens möglich.

Offenbar treten bei bestimmten Wirbelgeschwindigkeiten grundsätzliche Änderungen in der Wirbelschicht auf. So konnte beobachtet werden, dass für die große Flächenbelastung von 892 kg/m² eine Grenzgeschwindigkeit im Bereich zwischen 3,1 und 3,7 cm/s von existiert, bei deren Unterschreitung im unteren Bereich der Schüttung Zonen (in Abbildung 17 farblich markiert) auftreten, in denen die Partikel nicht wirbeln. Erst oberhalb der Grenzgeschwindigkeit war in der gesamten Schüttung eine intensive Bewegung zu beobachten. Diese Bewegung kann oberhalb des Wirbelbodens als strömend beschrieben werden und geht dann weiter oben in ein „echtes“ Wirbeln über. Da aber gerade große Flächenbelastungen für die Realisierung von hohen Durchsätzen interessant sind, muss mit entsprechend hohen Wirbelge-

schwindigkeiten gearbeitet werden. Deshalb wurde für die nachfolgenden Vorwärmversuche die Anströmgeschwindigkeit auf 3,5 cm/s festgelegt.

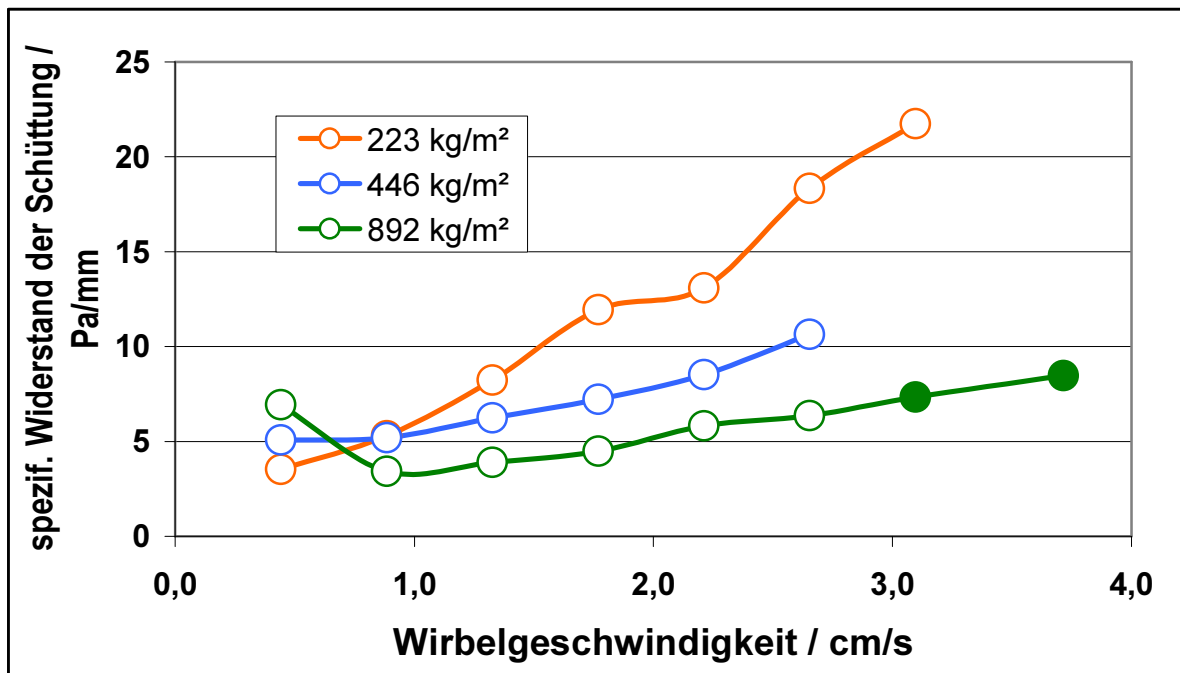


Abbildung 17: Spezifischer Widerstand der Schüttung in Abhängigkeit von der Wirbelgeschwindigkeit und von der Flächenbelastung

Der insgesamt geringere spezifische Widerstand bei höherer Flächenbelastung kann ebenfalls mit einer Veränderung des Wirbelzustandes erklärt werden. Mit zunehmender Wirbelschichthöhe bilden sich insbesondere im unteren Teil der Wirbelschicht Kanäle, wodurch der spezifische Widerstand sinkt.

5.3.3 Auswertung der Vorwärmversuche im Wirbelschichtvorwärmer

Auswertungsmethode und Fehlerbetrachtung

Der geringe Querschnitt der Wärmetauscherrohre führt beim Fördern des Thermoöls zu einem großen Druckverlust. Neben der angestrebten maximalen Vorwärmtemperatur von 250 °C wurde deshalb als zweite Versuchstemperatur statt 150 °C für den Wirbelschichtvorwärmer 200 °C gewählt, da das Thermoöl bei dieser Temperatur eine geringere Viskosität aufweist.

Die Berechnung des Wärmedurchgangskoeffizienten k wurde analog zu den Versuchen im Schneckenvorwärmer nach Gleichung (1) durchgeführt. Als Bezugsfläche diente hier die Oberfläche der Wärmetauscherrohre im Wirbelschicht.

Die Wärmeübertragung des Wirbelschichtvorwärmers im Batchbetrieb verläuft zu jedem Zeitpunkt instationär, da sich die mittlere Kohletemperatur und damit die auf die Kohle pro Zeiteinheit übertragene Wärmemenge ändern.

Bei Versuchszeiten von mehr als etwa 3 Minuten musste die Pumprichtung gewechselt werden. Da nun Thermoöl durch den Wärmetauscher gefördert wird, welches bereits Wärme abgegeben hat, wird der Prozess der Wärmeübertragung von einem Sprung in der Oberflächentemperatur des Wärmetauschers überlagert. Weiterhin wird zu Beginn des Versuches zunächst ein großer Teil der Wärme des Thermoöls an die Rohrleitungen abgegeben.

Aus diesem Grund ist es sinnvoll, den Wärmedurchgangskoeffizienten differentiell zu ermitteln. Das ist über die auf die Kohle übertragene Wärme nicht möglich, da der Wassergehalt der Kohle nicht zu jedem Zeitpunkt bekannt ist. Deshalb wurden die differentiell übertragenen Wärmemengen indirekt aus der Temperaturdifferenz des Thermoöls vor ($t_{VL,Öl}$) und nach ($t_{RL,Öl}$) dem Wärmetauscher sowie dessen Massenstrom $\dot{m}_{Öl}$ ermittelt und daraus der Wärmedurchgangskoeffizient berechnet. Da hier die spezifische Wärmekapazität des Thermoöls eine Änderung mit der Temperatur erfährt, muss jeweils die Differenz der Produkte aus Wärmekapazität und Temperatur des Öls im Vor- und Rücklauf gebildet werden

$$\dot{Q}(\tau) = \dot{m}_{Öl} \cdot \left[c_{Öl}(T_{RL,Öl}(\tau)) \cdot T_{RL,Öl}(\tau) - c_{Öl}(T_{VL,Öl}(\tau)) \cdot T_{VL,Öl}(\tau) \right]$$

mit T als der absoluten Temperatur in K.

Der Ölmassenstrom wurde dabei über die Versuchszeit als konstant angenommen. Für die spezifische Wärmekapazität $c_{Öl}(T)$ wurden linear interpolierte Werte zwischen 1,98 kJ/(kg K) bei 20°C und 3,25 kJ/(kg K) bei 250 °C eingesetzt.

Abbildung 18 zeigt typische Kurvenverläufe der während eines Vorwärmversuches aufgezeichneten Temperaturen des Thermoöls in Vor- und Rücklauf sowie des Kohlenstaubes in der Wirbelschicht. Insbesondere beim Thermoöl werden hier auch die Schwierigkeiten der Temperaturmessung deutlich. Dass es nach Einschalten der Thermoölpumpe ca. 200 Sekunden dauert, bis die gemessene Vorlauftemperatur in etwa der im Pufferbehälter eingestellten Temperatur entspricht, ist schwer vorstellbar. Diese offenbar große Abweichung des gemessenen Wertes vom tatsächlichen Wert ist dem Umstand geschuldet, dass die Temperaturmessungen eine gewisse Trägheit aufweisen. In Vorversuchen wurde ermittelt, dass es insbesondere bei großen Temperaturänderungen bis zu 60 Sekunden dauert, bis die Temperaturanzeige den tatsächlichen Wert anzeigt. Das führt dazu, dass auch die über die Öltemperatur ermittelten k-Werte bei starken Temperaturänderungen, etwa zu Beginn des Versuches und beim Umschalten der Pumprichtung, stark fehlerbehaftet sind. Im Unterschied zur Bilanzierungsmethode über die Kohletemperatur und -feuchte, welche lediglich einen Mittelwert über den Versuchszeitraum liefert, kann bei der differentiellen Ermittlung des k-Wertes davon ausgegangen werden, dass dieser bei nur geringer Änderungsgeschwindigkeit der Öltemperatur nahe am tatsächlichen Wert liegt.

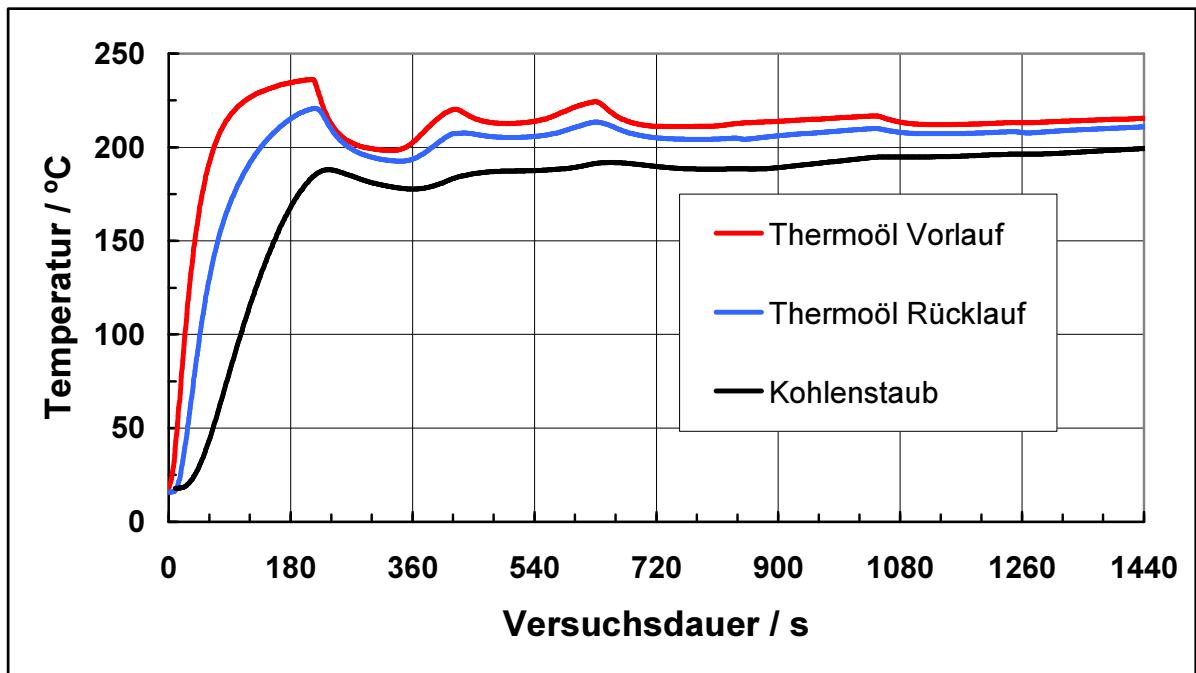


Abbildung 18: gemessene Temperaturverläufe bei einem Vorwärmversuch mit Steinkohlenstaub mit einer Wärmetauschertemperatur von 250 °C

Diese These wird durch die Versuchsergebnisse gestützt. Abbildung 19 zeigt exemplarisch die Kurvenverläufe der aus den Messwerten berechneten Wärmedurchgangskoeffizienten bei einer Wärmetauschertemperatur von 250 °C für den Stein- und den Braunkohlenstaub.

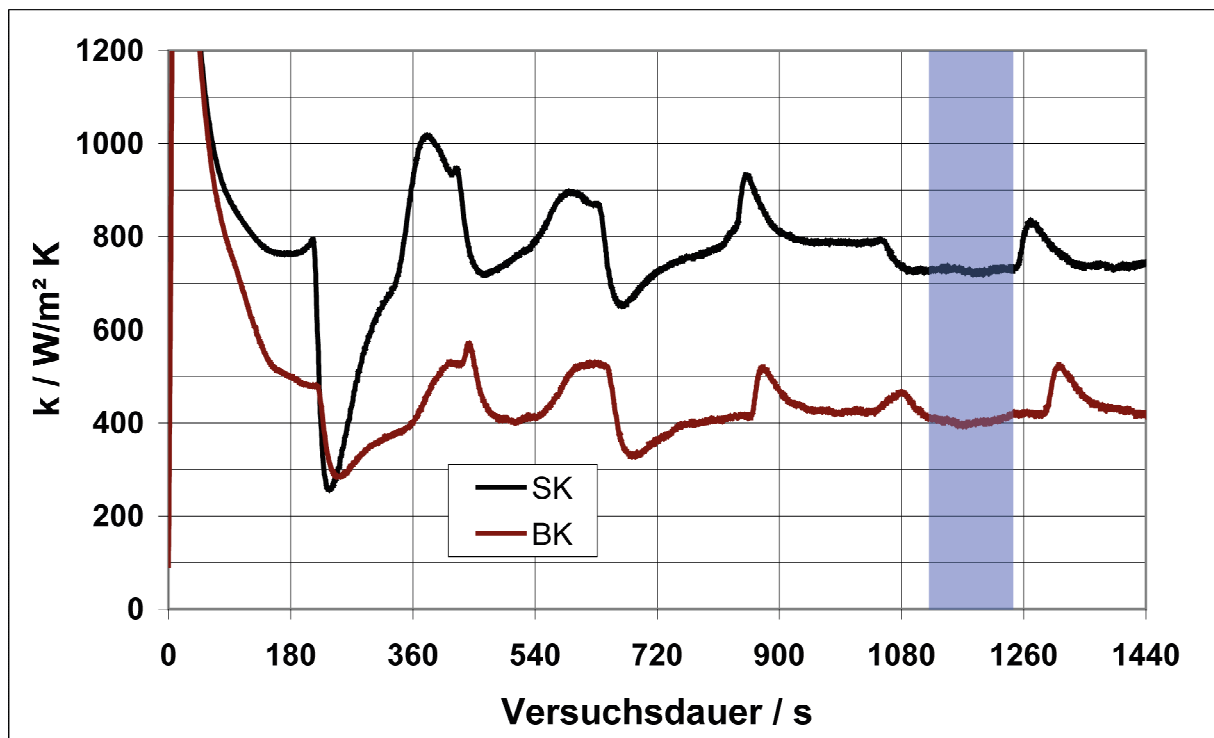


Abbildung 19: Wärmedurchgangskoeffizient k von Steinkohlen- und Braunkohlenstaub bei einer Wärmetauschertemperatur von 250 °C

Während die Werte in der Startphase extrem schwanken, sind nach einer Versuchszeit von etwa 12 Minuten zunehmend Bereiche mit nahezu konstantem k -Wert erkennbar. Diese werden dann nur noch durch sogenannte Umschaltpeaks unterbrochen, bei denen Sprünge in den Öltemperaturen auftreten. Da sich mit der Versuchszeit auch die Öltemperaturen in den beiden Pufferbehältern angleichen, werden auch diese Peaks kleiner. In Abbildung 19 ist ein Zeitintervall farblich markiert, in welchem nun durch eine Mittelwertbildung der k -Wert für die Vorwärmung unter diesen Bedingungen bestimmt werden kann. In dieser Art und Weise wurden für alle durchgeführten Vorwärmversuche in der Wirbelschicht die Wärmedurchgangskoeffizienten ermittelt. In der Folge werden die untersuchten Einflussfaktoren auf k diskutiert.

Einfluss der Vorwärmtemperatur auf den Wärmedurchgangskoeffizienten

Die Versuche zur Bestimmung des Einflusses der Vorwärmtemperatur auf den Wärmedurchgangskoeffizienten wurden mit einer Wirbelgeschwindigkeit von 3,5 cm/s und einer Flächenbelastung von 796 kg/m² durchgeführt. Es kamen alle 3 Wärmetauscher zum Einsatz. Als Vorwärmtemperatur wird hier die Ausgangstemperatur des Thermoöls bezeichnet.

Wie in Abbildung 20 zu erkennen ist steigt der Wärmedurchgangskoeffizient mit der Vorwärmtemperatur leicht an. Der Unterschied zwischen beiden Temperaturen scheint beim Steinkohlenstaub größer zu sein, jedoch kam es beim Braunkohlenstaub infolge der starken Dampfentwicklung und der daraus resultierenden Zunahme der Strömungsgeschwindigkeit in Richtung des Staubfilters zu einer Überlastung dieses Filters und zum Druckanstieg im Wirbelschacht. Als Gegenmaßnahme musste bei der Vorwärmtemperatur von 250 °C teilweise die Wirbelgasmenge auf die Hälfte reduziert werden. Bei 200 °C war die notwendige Reduzierung der Wirbelgasmenge geringer, so dass es hier möglicherweise zu einer geringfügigen Überlagerung der Versuchsergebnisse kam.

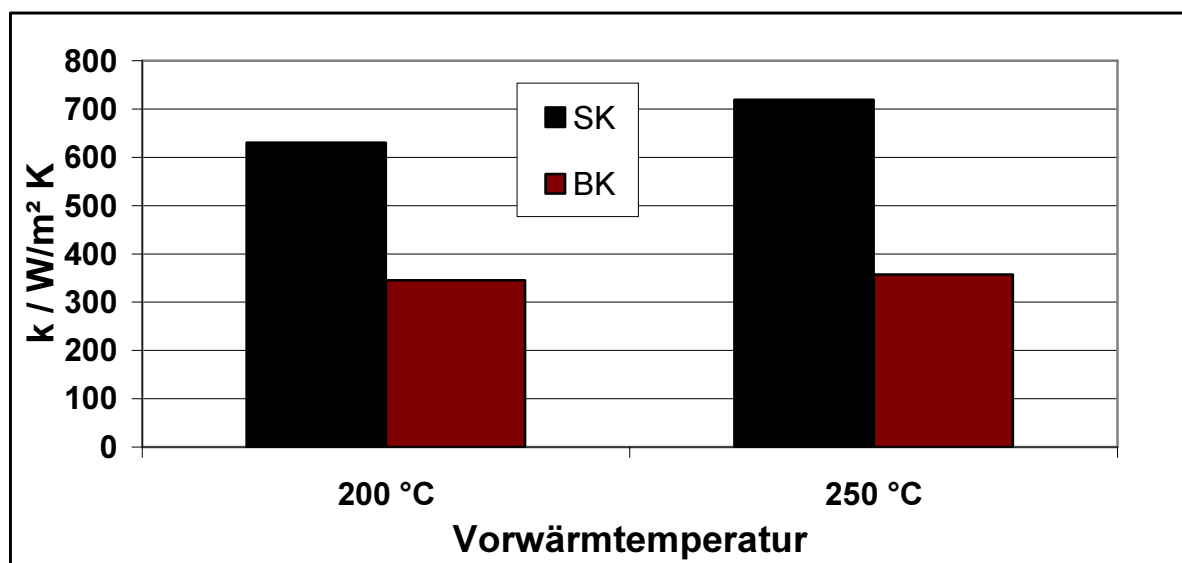


Abbildung 20: Einfluss der Vorwärmtemperatur auf den Wärmedurchgangskoeffizienten k

Beim Steinkohlenstaub trat dieses Problem nicht auf.

Weiterhin auffällig ist der große Unterschied zwischen beiden Kohlenstäuben. Während bei der Steinkohle k-Werte zwischen 600 und 800 W/m² K gemessen wurden, wies die Braunkohle nur k-Werte zwischen 300 und 450 W/m² K auf. Möglicherweise ist das auf die deutlichen Unterschiede in den Korngrößenverteilungen (Abschnitt 4.2.1) zurückzuführen. Zur endgültigen Klärung dieser Frage sind jedoch weitere Untersuchungen notwendig. Sinnvoll wäre hier ein Vergleich von stofflich identischen Kohlenstäuben unterschiedlicher Mahlfineheit.

Einfluss der Wirbelgeschwindigkeit auf den Wärmedurchgangskoeffizienten

In Abbildung 21 ist die Abhängigkeit des Wärmedurchgangskoeffizienten von der Wirbelgeschwindigkeit, d.h. von Anströmgeschwindigkeit im leeren Wirbelschacht, dargestellt. Bei den im Diagramm dargestellten Punkten handelt es sich um Mittelwerte aus jeweils 3 Versuchen, welche jeweils mit einer Flächenbelastung von 318 kg/m² und einem Wärmetauscher durchgeführt wurden.

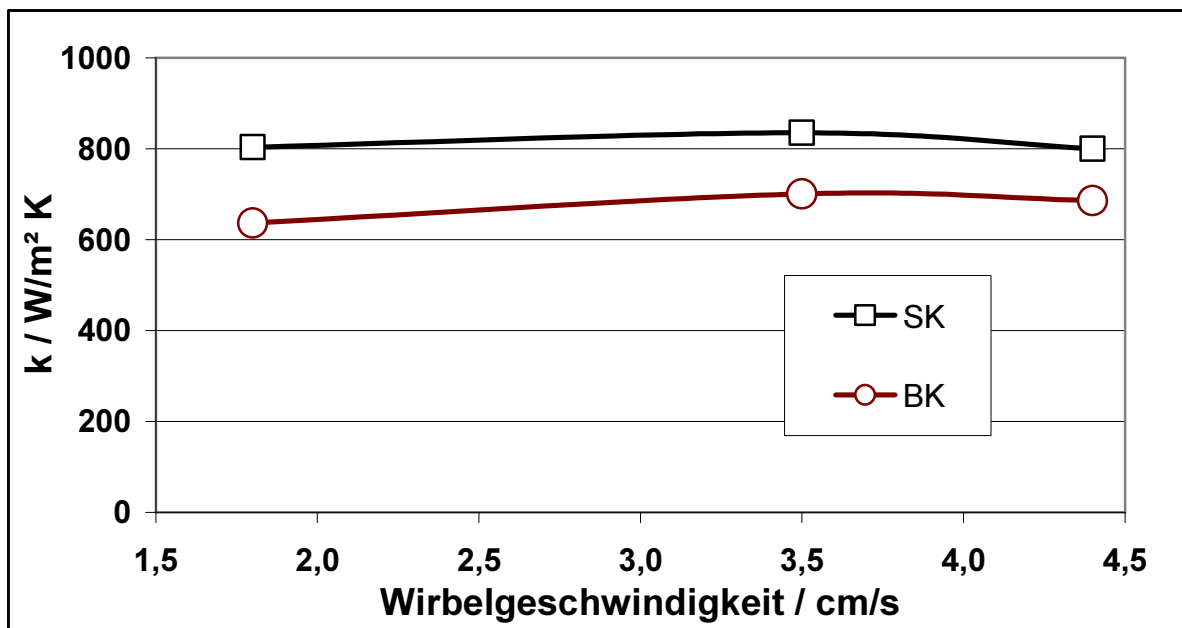


Abbildung 21: Abhängigkeit des Wärmedurchgangskoeffizienten k von der Wirbelgeschwindigkeit

Obwohl die Unterschiede zwischen den untersuchten Wirbelgeschwindigkeiten insgesamt gering sind, wurde für beide Kohlenstäube der größte k-Wert bei einer Wirbelgeschwindigkeit von 3,5 cm/s gemessen. Damit wurden die Ergebnisse der visuellen Beurteilung der Wirbelschicht in den Vorversuchen ohne Erwärmung (Abschnitt 5.3.2) bestätigt.

Einfluss der Flächenbelastung auf den Wärmedurchgangskoeffizienten

Ziel dieser Untersuchungen war es, den Einfluss der Flächenbelastung auf die Ausbildung der Wirbelschicht und den damit verbundenen Wärmeübergang zu ermitteln. Da es bei der Verwendung von Braunkohlenstaub insbesondere bei hohen Flächenbelastungen zu überlagernden Effekten infolge einer verstärkten Dampfbildung kam, wurde der Einfluss der Flächenbelastung lediglich am Steinkohlenstaub untersucht. Da bei geringen Flächenbelastungen die Höhe der Wirbelschicht geringer ist und somit die oberen Wärmetauscher nicht oder nur teilweise mit dem Kohlenstaub in Kontakt kämen, wurde entschieden, alle Versuche nur mit dem unteren Wärmetauscher durchzuführen. Das Ergebnis dieser Versuche zeigt Abbildung 22.

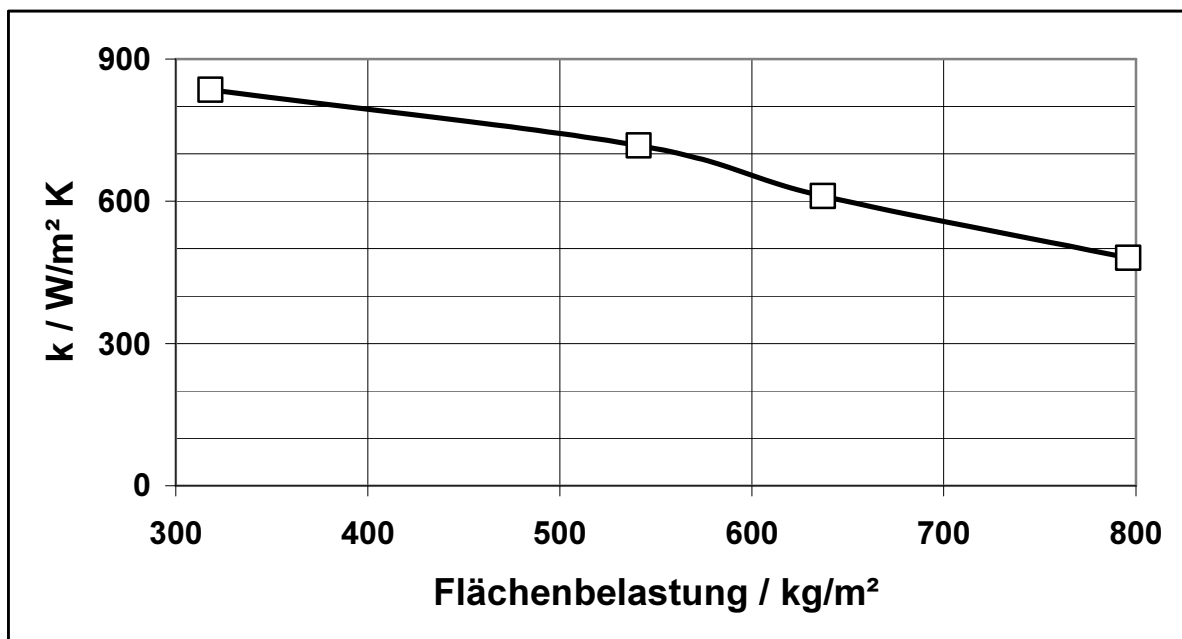


Abbildung 22: Abhängigkeit des Wärmedurchgangskoeffizienten k von der Flächenbelastung

Zunächst lässt sich erkennen, dass mit zunehmender Flächenbelastung der k -Wert deutlich abnimmt. Während bei einer Flächenbelastung von 318 kg/m² für den Steinkohlenstaub ein mittlerer Wärmedurchgangskoeffizient von 835 W/m² K gemessen wurde, beträgt dieser bei einer Flächenbelastung von 796 kg/m² nur noch 481 W/m² K. Die Flächenbelastung verhält sich proportional zur Höhe der Wirbelschicht. Eine Verringerung des Wärmedurchgangskoeffizienten lässt sich deshalb auf die reduzierte Beweglichkeit der Kohlenstaubpartikel infolge des mit der Höhe zunehmenden statischen Drucks und die daraus resultierende geringere Anzahl von Kontakten je Zeiteinheit mit dem Wärmetauscher sowie untereinander zurückführen.

Die gewählten Versuchsbedingungen mit nur einem Wärmetauscher stellen somit bei großen Flächenbelastungen den ungünstigsten Fall dar, da hier ja die Wärmeübertragung nur im unteren, „am schlechtesten wirbelnden“ Abschnitt der Wirbelschicht möglich ist. Das erklärt auch, warum der mit einem Wärmetauscher gemessene k -Wert von 481 W/m² K deutlich

kleiner ist als der mit drei Wärmetauschern bei gleicher Flächenbelastung gemessene Wert von $719 \text{ W/m}^2 \text{ K}$ (Abbildung 20). Da in der Wirbelschicht der statische Druck nach oben hin abnimmt, muss davon ausgegangen werden, dass k in der gleichen Richtung zunimmt. Der ermittelte k -Wert der Wirbelschicht stellt somit einen Mittelwert über die Höhe dar. Im Ergebnis dieser Überlegungen muss die in Abbildung 22 dargestellte Abhängigkeit also relativiert werden. Unter Berücksichtigung des mit drei Wärmetauschern ermittelten k -Wertes von $719 \text{ W/m}^2 \text{ K}$ würde dieser bei 2,5facher Flächenbelastung (von 318 auf 796 kg/m^2) um etwa 16% geringer.

Erreichte Kohletemperaturen und Reduzierung des Wassergehaltes der Kohle

Nach einer Behandlungszeit von 15 Minuten wurden mit einer Wärmetauschertemperatur von $250 \text{ }^\circ\text{C}$ durchschnittliche Kohlenstaubtemperaturen von $191 \text{ }^\circ\text{C}$ für die Steinkohle und $179 \text{ }^\circ\text{C}$ für die Braunkohle erreicht. Bei der Wärmetauschertemperatur von $200 \text{ }^\circ\text{C}$ lagen die nach 15 Minuten erreichten Kohletemperaturen mit 155 bzw. $152 \text{ }^\circ\text{C}$ entsprechend niedriger.

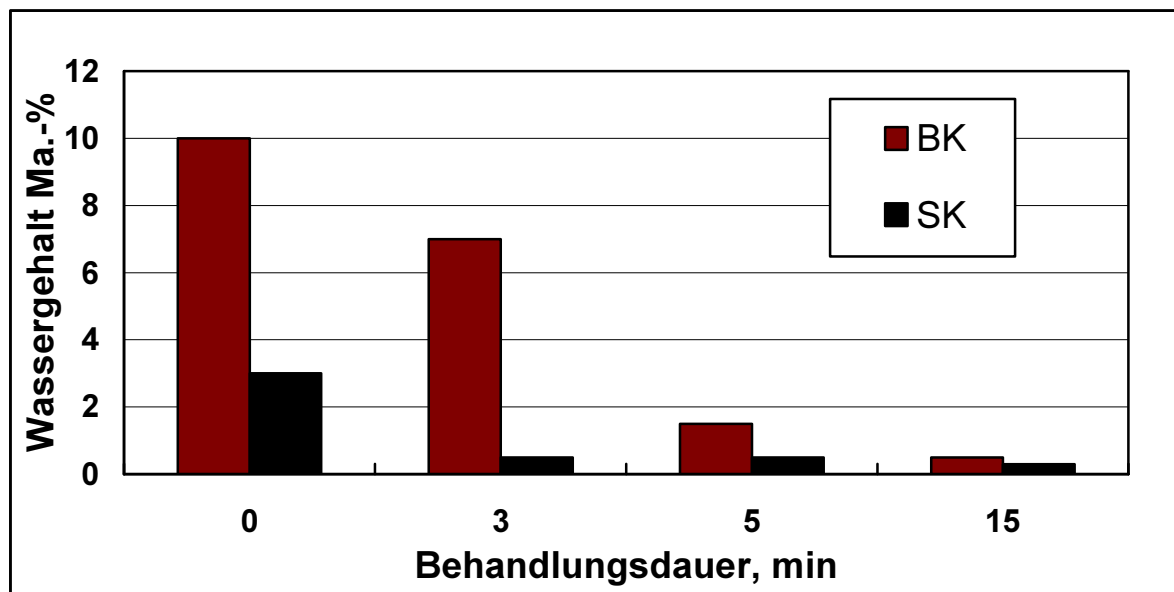


Abbildung 23: Entwicklung der Wassergehalte der Kohlenstäube in Abhängigkeit von der Behandlungsdauer

Korrelierend mit der Temperaturentwicklung verringerten sich die Wassergehalte der Kohlenstäube (Abbildung 23). Ausgehend von einem Wassergehalt von 3 Ma.-% erreichte die Steinkohle bereits nach einer Behandlungsdauer von 3 Minuten einen Wert von $0,5 \text{ Ma.-%}$. Bei der Braunkohle konnte der am unbehandelten Kohlenstaub gemessene Wassergehalt von 10 Ma.-% nach einer 5minütigen Vorwärmung auf unter 2 Ma.-% reduziert werden.

5.4 Einfluss der Vorwärmung auf die Reaktionskinetik der Kohlenstäube unter den simulierten Bedingungen der Wirbelzone eines Hochofens

5.4.1 Versuchsanlage und Versuchsdurchführung

Ziel der Versuche war es, den Einfluss der Vorwärmung der Kohlenstäube auf deren Reaktionskinetik bei der Verbrennung/Vergasung in der Wirbelzone zu bestimmen. Mit der im Technikum der E.S.C.H. GmbH bereits existierenden Versuchsanlage lassen sich die Bedingungen in der Wirbelzone eines Hochofens näherungsweise simulieren. Abbildung 24 zeigt schematisch den Aufbau.

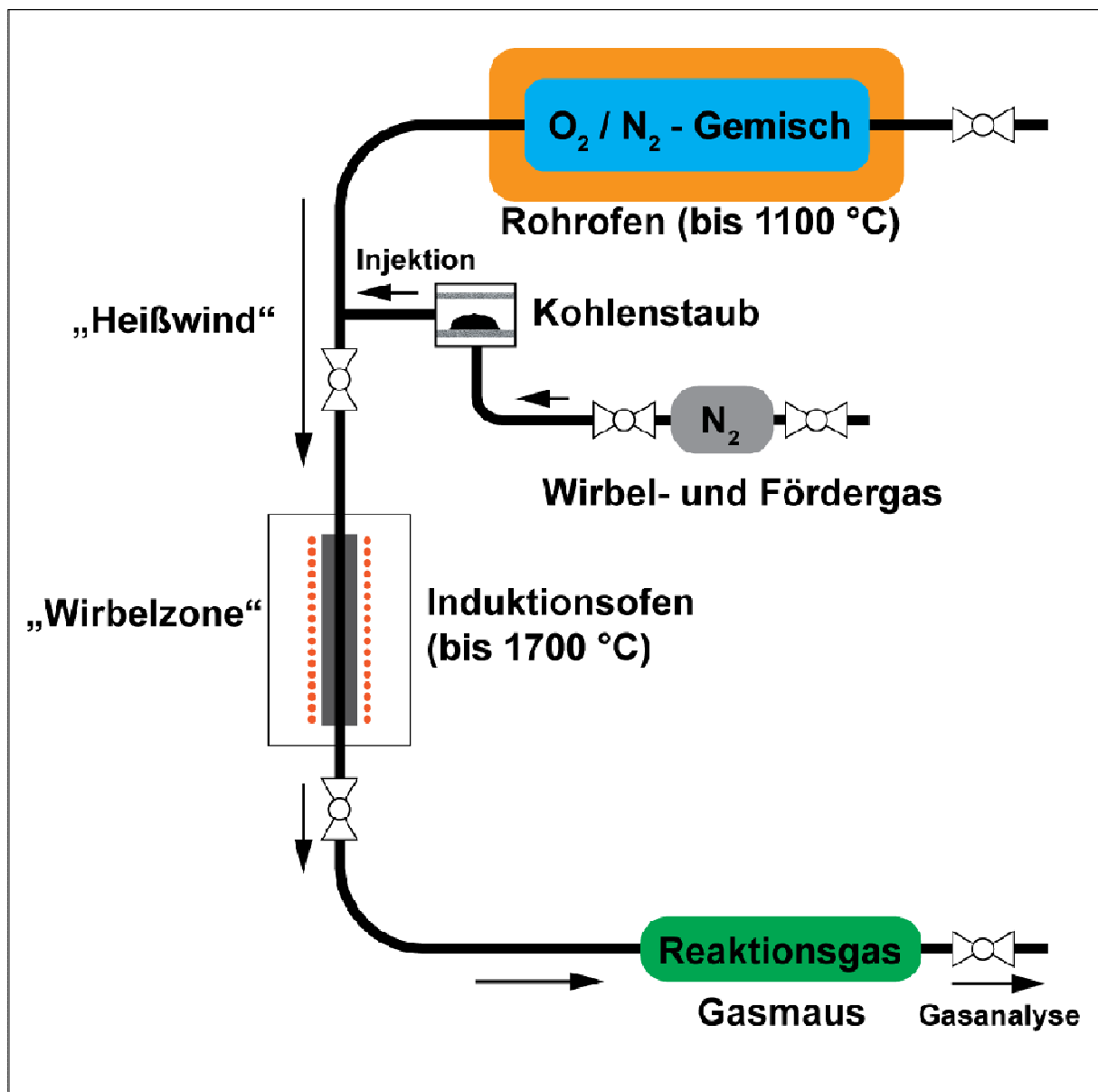


Abbildung 24: Schematische Darstellung der Versuchsanlage

Funktionsprinzip

In der Versuchsanlage wird reiner Sauerstoff oder ein beliebiges Sauerstoff-Stickstoff-Gemisch auf eine Temperatur von bis zu 1100 °C erhitzt und durch eine Druckdifferenz zum Strömen gebracht. In diesen Gasstrom wird der Kohlenstaub mit Stickstoff als Fördergas injiziert. Die strömenden Gase und der Brennstoff passieren die Hochtemperaturzone, die durch ein Korundrohr simuliert wird, welches mittels eines Induktionsofens auf eine Temperatur von bis zu 1750 °C erhitzt wurde. In dieser Hochtemperaturzone findet die eigentliche Verbrennung/Vergasung des Kohlenstaubes statt. Die Reaktionsgase, der Stickstoff sowie der ggf. bei der Reaktion nicht chemisch umgesetzte Sauerstoff strömen weiter in eine evakuierte Gasmaus, aus welcher Proben für die nachfolgende Gasanalyse entnommen werden können.

Die Anlage wurde für die folgenden Versuchsbedingungen ausgelegt:

Versuchsbedingung	Wert
Temperatur Sauerstoff-Stickstoff-Gemisch	max. 1100 °C
Temperatur Hochtemperaturzone	max. 1750 °C
Druck Hochtemperaturzone	max. 5 bar(a)
Brennstoffmenge bei $O/C_{\text{molar}} = 1$ und reinem Sauerstoff	max. 1 g

Es wird davon ausgegangen, dass der Umsetzungsgrad des Brennstoffs von folgenden Faktoren beeinflusst wird:

- Eigenschaften der Brennstoffs (chemische Zusammensetzung, Korngrößen, Kornporosität, ...)
- effektives molares Sauerstoff-Brennstoff-Verhältnis (O/C)
- Temperatur des Sauerstoffs und des Brennstoffs
- Verweilzeit des O_2 -Brennstoff-Gemisches in der Hochtemperaturzone
- Druckverhältnisse in der Anlage.

Die Ausgangsdrücke der Anlage wurden so eingestellt, dass der Sauerstoff in der Hochtemperaturzone eine Strömungsgeschwindigkeit von ca. 25 m/s erreicht. Dies entspricht einer Verweilzeit von 12 ms, welche in etwa mit der der Kohlepartikel in der Windform und im oxidierenden Teil der Wirbelzone eines Hochofens vergleichbar ist.

Mit zwei Lochblenden wird die Strömung so beeinflusst, dass für eine Dauer von etwa 200 bis 250 ms am Eingang der Hochtemperaturzone annähernd konstante Strömungsverhältnisse herrschen. Während dieser Zeit soll der Kohlenstaub eingebracht werden. Dies geschieht senkrecht zur Strömungsrichtung ca. 25 cm oberhalb des Eingangs in die Hochtemperaturzone. Als Trägergas wird eine geringe Menge (20 cm^3) Stickstoff verwendet, welcher mit einem Überdruck von 3 bar gegenüber dem Sauerstoff-Stickstoff-Gemisch vorgespannt wird.

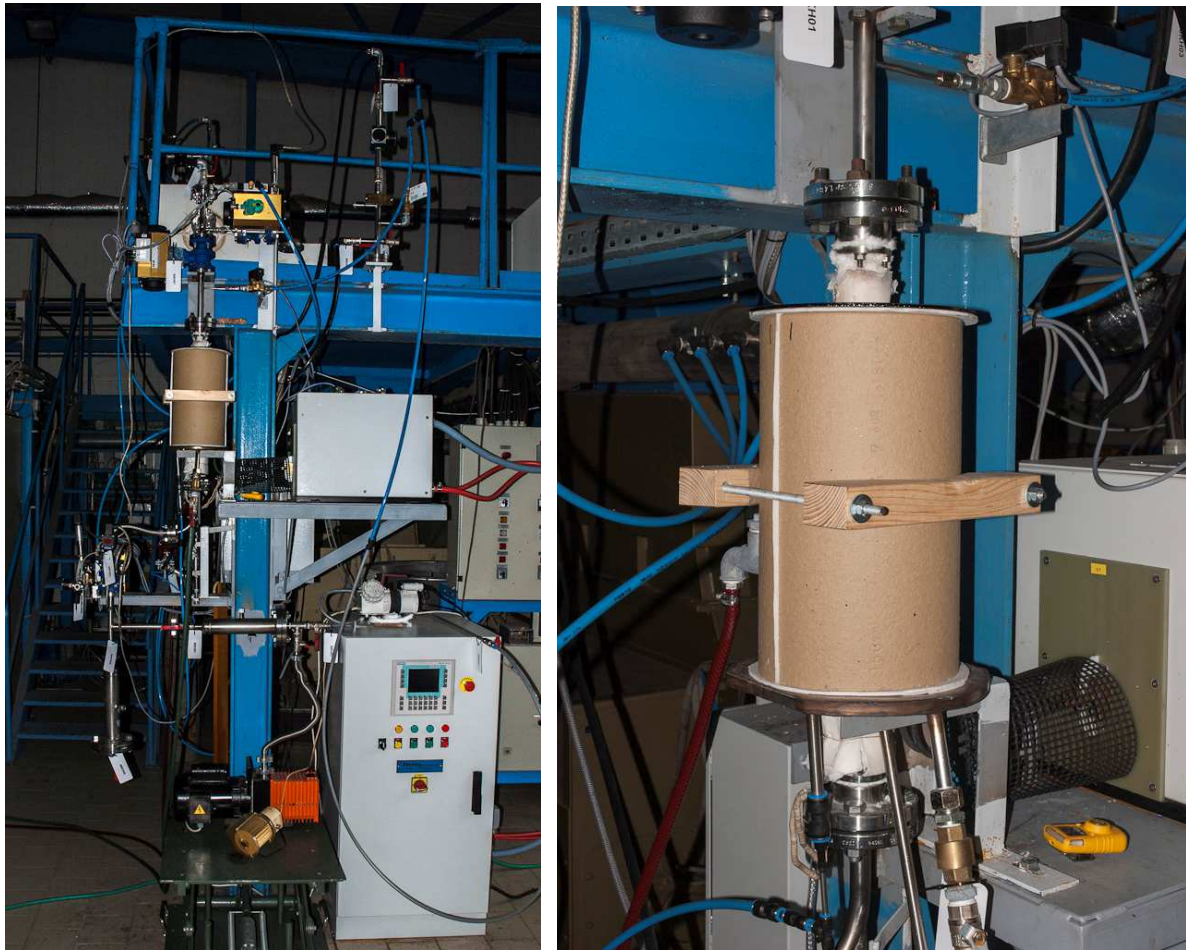


Abbildung 25: Versuchsanlage zur vergleichenden Untersuchung des Verbrennungsverhaltens von festen pulverförmigen Brennstoffen unter den simulierten Bedingungen der Wirbelzone eines Hochofens (links: Gesamtansicht, rechts: Hochtemperaturteil)

Die Anlage (Abbildung 25) wurde entsprechend den bisherigen Erfahrungen sowie den Anforderungen an die Aufgabenstellung des Projektes modifiziert. Hauptgegenstand der Veränderungen war die Einbringung des Kohlenstaubes in den Gasstrom. Dieser wird nun durch eine Sintermetallfritte mit dem Trägergas beaufschlagt, was dazu führt, dass er vor der Injektion aufgewirbelt wird und so gleichmäßiger injiziert werden kann. Außerdem können in der Probenträgerfritte ggf. verbleibende Kohlenstaubreste nach dem Versuch zurückgewogen werden, was eine exaktere Bilanzierung ermöglicht. Die verlustfreie reproduzierbare Einbringung des Kohlenstaubs in den Gasstrom war ein Ziel, dessen Erreichen sich als sehr aufwendig erwies. Im Gegensatz dazu konnte eine Injektion von heißem Kohlenstaub während der Projektlaufzeit nicht realisiert werden. Da eine Erwärmung des Kohlenstaubes auf 200 °C oder darüber in der gegenwärtig im Probengefäß herrschenden Sauerstoffatmosphäre unweigerlich zu dessen Entzündung führen würde, ist eine zusätzliche Armatur in Injektionsrichtung hinter der Probe notwendig, um diese in einer Inertatmosphäre zu erwärmen.

Diese müsste folgende Anforderungen erfüllen:

- thermische Beständigkeit bei 250 °C in Sauerstoffatmosphäre

- Druckdifferenz zwischen Vor- und Hinterdruck von 3 bar bei einem maximalen Vor-
druck von 6 bar(a)
- Öffnungszeit von kleiner als 200 ms
- keine Änderung der Strömungsrichtung in der Armatur, was zu einem Abbremsen der
Kohlenstaubpartikel führen würde
- unempfindlich gegenüber einem mit Kohlenstaub beladenen Gasstrom.

Leider konnte bisher keine solche Armatur gefunden werden. Deshalb wurde entschieden, die Versuche mit extern im Wirbelschichtvorwärmer behandeltem Kohlenstaub durchzuführen, wodurch zumindest die Auswirkungen der Vorwärmung auf den Wassergehalt des Kohlenstaubes untersucht werden konnten. Insbesondere bei Braunkohlenstaub wird der Effekt der Entwässerung gegenüber dem der fühlbaren Wärme ohnehin als dominierend eingeschätzt.

Der Versuchsablauf wird durch das Öffnen und Schließen von Armaturen (Kugelhähne, Magnetventile) gesteuert, welches, ebenso wie die Aufzeichnung der Messdaten, durch eine SPS automatisiert ist.

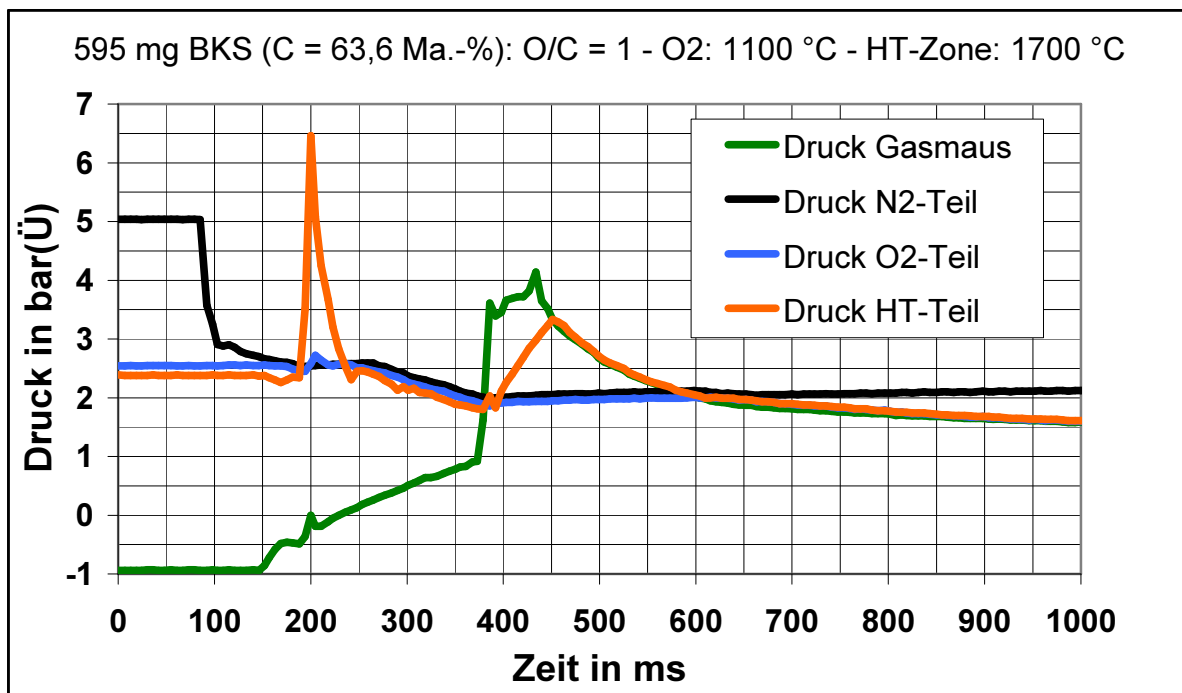


Abbildung 26: Druckkurven eines Versuches mit Braunkohlenstaub und einem Gasgemische aus 50 Vol.% Sauerstoff sowie 50 Vol.-% Stickstoff bei einem O/C-Verhältnis von 1,0

Alle Anlagenteile sind mit Sensoren zur kontinuierlichen Erfassung der Drücke und Temperaturen ausgestattet. Die daraus erstellten Druckkurven erlauben – über das Ergebnis der chemischen Umsetzung hinaus – eine Beurteilung des Versuches. Exemplarisch zeigt Abbildung 26 die Druckverläufe in den Anlagenteilen für einen Versuch, bei dem 595 mg

vorgewärmter Braunkohlenstaub mit einer Mischung aus 50 Vol.-% Sauerstoff und 50 Vol.-% Stickstoff in der Anlage verbrannt wurden.

Deutlich ist der primäre Reaktionspeak im Hochtemperaturteil bei einer Versuchszeit von 200 ms erkennbar. Weitere Druckanstiege im Hochtemperaturteil sowie in der Gasmaus nach etwa 370 ms deuten auf eine Nachverbrennung von Kohlenmonoxid hin. Diese ist insbesondere für Versuchen mit geringen O/C-Verhältnissen typisch, da hier, bedingt durch die große Kohlemenge, ausreichend Energie freigesetzt wird, um die Zündtemperatur in der Gasmaus zu gewährleisten.

5.4.2 Auswertung der Versuche

Ziel der Versuche war die vergleichende Beurteilung der Kinetik der chemischen Umsetzung des Kohlenstaubes mit dem zur Verfügung stehenden Sauerstoff. Diese erlaubt eine Abschätzung des Umsetzungsverhaltens dieses Kohlenstaubes in der Wirbelzone eines Hochofens. Bezugsbasis ist dabei in der Regel ein Kohlenstaub, der bereits am Hochofen eingesetzt wurde und dessen Umsetzungsverhalten deshalb bekannt ist.

Da es in den hier beschriebenen Untersuchungen speziell darum ging, den Einfluss der Vorwärmung zu bestimmen, dienen hier die nicht vorgewärmten Kohlenstäube als Referenz.

Nach dem Versuch wurde die Gaszusammensetzung in der Gasmaus chromatographisch ermittelt. Es wurden die Volumenanteile von Sauerstoff, Stickstoff, Kohlendioxid, Kohlenmonoxid, Wasserstoff und Methan gemessen. Da es während des Versuchsablaufes praktisch zum Druckausgleich zwischen Hochtemperaturteil und Gasmaus kommt, wurde davon ausgegangen, dass in beiden Anlagenteilen die gleiche Gaszusammensetzung vorliegt. Anhand der bekannten Volumina von Hochtemperaturteil und Gasmaus sowie der gemessenen Temperaturen und Drücke nach dem Versuch können aus den Volumenanteilen partielle Normvolumina berechnet werden, z.B. für Kohlendioxid

$$V_{\text{CO}_2} = V_{\text{GM}} \cdot u_{\text{CO}_2} \quad (9)$$

Durch Einsetzen von Gleichung (9) in die Gasgleichung und Umstellen nach m ergibt sich für die CO_2 -Masse in der Gasmaus

$$m_{\text{CO}_2, \text{GM}} = \frac{V_{\text{GM}} \cdot u_{\text{CO}_2} \cdot p_{\text{GM}}}{R_{i, \text{CO}_2} \cdot T_{\text{GM}}} \quad (10)$$

und im Hochtemperaturteil

$$m_{\text{CO}_2, \text{HT}} = \frac{V_{\text{HT}} \cdot u_{\text{CO}_2} \cdot p_{\text{HT}}}{R_{i, \text{CO}_2} \cdot T_{\text{HT}}} \quad (11)$$

Analog lassen sich die Massen der anderen Gaskomponenten berechnen.

Als Umsetzungsgrad η_U wurde das Verhältnis aus Kohlenstoffmasse m_C zur maximal möglichen Kohlenstoffmasse $m_{C, \text{max}}$ im Reaktionsgas definiert.

$$\eta_U = \frac{m_C}{m_{C,\max}} \quad (12)$$

m_C kann aus den Massen und den stöchiometrischen Kohlenstoffgehalten des Kohlendioxids, des Kohlenmonoxids sowie des Methans berechnet werden

$$m_C = m_{\text{CO}_2} \cdot \frac{12}{44} + m_{\text{CO}} \cdot \frac{12}{28} + m_{\text{CH}_4} \cdot \frac{12}{16} \quad (13)$$

wobei als Masse jeweils die Summe der Massen aus der Gasphase und dem Hochtemperaturteil eingesetzt wird.

Die maximal mögliche Kohlenstoffmasse im Reaktionsgas entspricht für O/C-Verhältnisse von $\geq 0,5$, bei denen der gesamte Kohlenstoff mit Sauerstoff reagiert, der Einwaage an Kohlenstaub multipliziert mit dessen C-Gehalt

$$m_{C,\max} = m_{\text{KS}} \cdot C_{\text{KS}} \quad \text{für } \frac{\text{O}}{\text{C}} \geq 0,5 \quad (14)$$

Bei O/C-Verhältnissen $< 0,5$ begrenzt das Sauerstoffangebot den maximal möglichen Kohlenstoffanteil im Reaktionsgas. Zusätzlich kann Kohlenstoff mit Wasserstoff zu Methan reagieren.

$$m_{C,\max} = \frac{24}{32} \cdot m_{\text{O}_2} + \frac{12}{4} \cdot m_{\text{H}_2} \quad \text{für } \frac{\text{O}}{\text{C}} < 0,5 \quad (15)$$

Das Ergebnis der Versuche sind sogenannte Verbrennungskurven, in denen die nach Gleichung (12) berechneten Umsetzungsgrade über dem molaren O/C-Verhältnis aufgetragen wurden. Jede Kurve repräsentiert dabei einen bestimmten Brennstoff sowie definierte Versuchsbedingungen.

Zunächst wurde eine Vielzahl von Versuchen mit reinem Sauerstoff als strömendem Gas („Heißwind“) durchgeführt. Dabei verlief die Umsetzungsreaktion sehr spontan. Bei niedrigen O/C-Verhältnissen mit entsprechend großen Einwaagen an Kohlenstaub kam es aber häufig zu extremen Druckanstiegen in der Anlage, welche zu Rückströmungen, die das Ergebnis beeinflussten, und einige Male auch zur Zerstörung von Anlagenteilen führten.

Mit dem Steinkohlenstaub alternativ durchgeführte Versuche mit Luft (Abbildung 27) führten zu geringen Umsetzungen, so dass in der Folge ein Gemisch aus 50 Vol.-% Sauerstoff und 50 Vol.-% Stickstoff verwendet wurde.

In Abbildung 27 sind die Verbrennungskurven für den Steinkohlenstaub dargestellt. Neben der bereits erwähnten Kurve für Luft als strömendes Gas enthält das Diagramm noch die Verbrennungskurve der nicht vorgewärmten sowie der im Wirbelschichtvorwärmer bei 250 °C behandelten Kohle, beide mit einem Gasgemisch mit aus 50 Vol.-% Sauerstoff und 50 Vol.-% Stickstoff. Es ist erkennbar, dass insbesondere bei hohen O/C-Verhältnissen die vorgewärmte Kohle ein besseres Umsetzungsverhalten aufweist. Bei geringen O/C-Verhältnissen ist dieser Unterschied aufgrund der Streuung der Einzelwerte nicht nachweisbar.

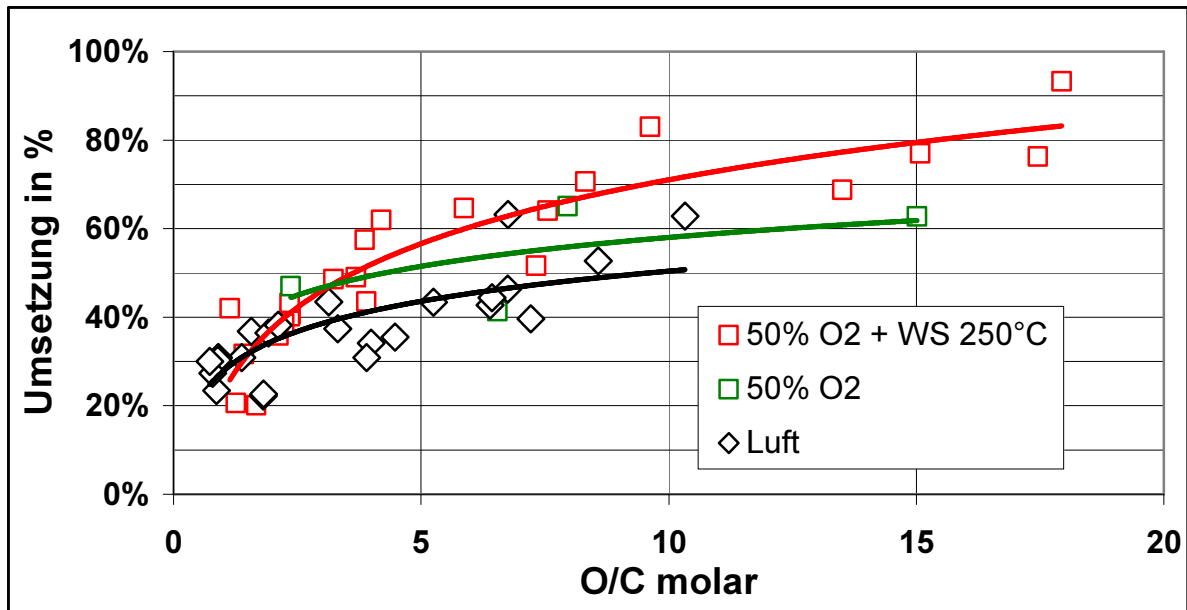


Abbildung 27: Verbrennungskurven der Steinkohlenstaubproben

Beim Braunkohlenstaub dagegen sind auch bei niedrigen O/C-Verhältnissen die Unterschiede zwischen der vorgewärmten Kohle und der nicht vorgewärmten Kohle gut ausgeprägt (Abbildung 28). Das war auch zu erwarten, da hier die Vorwärmung den Wassergehalt deutlich senkt.

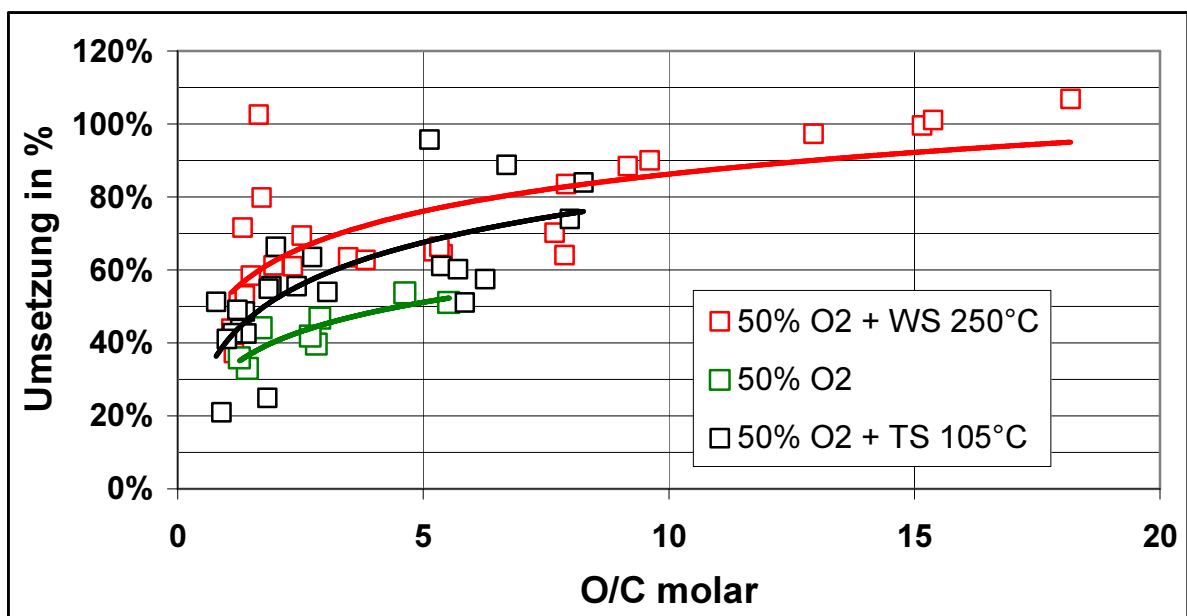


Abbildung 28: Verbrennungskurven der Braunkohlenstaubproben

Beim Braunkohlenstaub wurden zusätzlich Proben untersucht, welche im Trockenschrank bei 105 °C vorgewärmt wurden. Auch diese zeigen einen höheren Umsetzungsgrad als die

nicht vorgewärmten Proben, die Werte der im Wirbelschichtvorwärmer behandelten Proben erreichen sie aber nicht.

5.4.3 Fazit der Verbrennungsversuche

Mit den Verbrennungsversuchen konnte nachgewiesen werden, dass sich eine Vorwärmung von Braunkohlenstaub vorteilhaft auf dessen Verbrennung unter den Bedingungen der Wirbelzone eines Hochofens auswirkt. Bezogen auf den nicht vorgewärmten Kohlenstaub wurde im Mittel ein um 50% höherer Umsetzungsgrad gemessen.

Bei Steinkohlenstaub waren ähnliche Unterschiede bei hohen O/C-Verhältnissen erkennbar, nicht aber bei geringen O/C-Verhältnissen. Jedoch war hier die Streuung der Versuchsergebnisse recht groß, so dass für eine abschließende Beurteilung weitere Untersuchungen notwendig sind.

6 Bewertung der Projektergebnisse

Im Rahmen der durchgeführten Untersuchungen konnte nachgewiesen werden, dass eine Vorwärmung von Kohlenstäuben in einer Wirbelschicht für den Einsatz als Ersatzreduktionsmittel am Hochofen technisch realisierbar ist. Die in den Technikumsversuchen ermittelten Wärmedurchgangskoeffizienten sind groß genug, um technisch relevante Kohlenstaubmengen im Durchsatzbereich zwischen 10 und 100 t/h vorzuwärmen.

Demgegenüber hat sich die Vorwärmung in einem Schneckenförderer als für den vorgesehenen Zweck ungeeignet erwiesen. Die in den Versuchen mit der Vorwärmerschnecke ermittelten Wärmedurchgangskoeffizienten lagen stets unter $20 \text{ W/m}^2 \text{ K}$. Selbst durch eine angenommene Effizienzsteigerung auf 300 % durch eine weiter optimierte Technik ist ein Erreichen des notwendigen Durchsatzes kaum vorstellbar. Vorab getätigte Anfragen bei mehreren Herstellern solcher Vorwärmerschnecken bestätigen diese Einschätzung. Für die angefragte Durchsatzleistung des Vorwärmers von 30 t/h von 40 auf $250 \text{ }^\circ\text{C}$ gingen Angebote ein, welche hintereinander angeordnete Schnecken mit einer Gesamtlänge von 400 Metern bei einem Durchmesser von 2 Metern enthielten.

6.1 Einschätzung des wirtschaftlichen Potentials der erreichten Ergebnisse

Trotz der starken Preisschwankungen am Brennstoffmarkt in den letzten Jahren lässt der langfristige Trend den Schluss zu, dass das größte wirtschaftliche Potential vorwiegend bei der Vorwärmung von Braunkohlenstaub liegen könnte.

Im Unterschied zum Steinkohlenstaub enthält Braunkohlenstaub einen erheblichen Anteil an multi- und monomolekular gebundenem Wasser, dessen Entfernung Energie erfordert, deren Menge die Verdampfungsenthalpie des Wassers deutlich übersteigt. Die entwässerte Braunkohle verhält sich stark hygroskopisch, so dass sie nach der Entwässerung praktisch nicht gelagert werden kann.

Das durch die E.S.C.H. GmbH entwickelte und bereits zum Patent angemeldete Verfahren ermöglicht ein kombiniertes Vorwärmen, Fördern und Einblasen von Kohlenstaub. Die für die Vorwärmung notwendige Wärmeenergie kann aus beliebiger Quelle, so auch als Sekundär- oder Tertiärenergie aus dem Produktionsprozess eines Hochofenwerkes, bereitgestellt werden. Da sich das Einblasen des Kohlenstaubes unmittelbar an das Vorwärmen anschließt, werden Wärmeverluste gering gehalten. Außerdem ist es insbesondere für die Vorwärmung von Braunkohlenstaub optimal, da eine erneute Wasseraufnahme praktisch ausgeschlossen ist.

Braunkohlenstaub wird bereits von einigen Hochofenwerken erfolgreich eingesetzt, jedoch ist sein Anteil an der Gesamtmenge der verwendeten Ersatzreduktionsmittel durch das geringe Koksersatzverhältnis begrenzt. Neben dem hohen Anteil an flüchtigen Bestandteilen, welche zum einen die Flammentemperatur senken und so zu einer Erhöhung des Sauerstoffeinsatzes zwingen, zum anderen aber auch das Zündverhalten in der Windform verbessern, ist der

Restwassergehalt des Braunkohlenstaubes von ca. 10 Ma.-% maßgeblicher Grund für das geringe Ersatzverhältnis. Das kann durch eine Vorwärmung deutlich verbessert werden.

Replacement Ratio (kg of coke to be replaced by ONE kg					
0,842	0,576	0,664	0,705	0,753	
SKS	BKS R	BKS WF	50/50	50/50 WF	

Abbildung 29: Änderung des Ersatzverhältnisses von Braunkohlenstaub durch die Vorwärmung

Abbildung 29 zeigt einen Bildausschnitt aus der Software der ArcelorMittal Eisenhüttenstadt GmbH zur Berechnung des Koksersatzverhältnisses von Einblaskohlen. Die dargestellten Zahlenwerte geben die Masse an Hochofenkoks an, welche durch 1 kg der jeweiligen Einblaskohle ersetzt werden kann. Während für einen typischen Steinkohlenstaub (1. Spalte) dieses Ersatzverhältnis 0,84 ist, kann 1 kg Braunkohlenstaub mit 10% Restfeuchte (2. Spalte) lediglich 0,58 kg Koks ersetzen. Durch die bei einer Vorwärmung eintretende Entwässerung der Braunkohle auf einen Restwassergehalt von 1 Ma.-% ist eine Erhöhung des Ersatzverhältnisses um 0,09 kg möglich (3. Spalte). Beim Einsatz einer Mischung aus jeweils 50 Ma.-% Braun- und Steinkohlenstaub ändert sich das Ersatzverhältnis entsprechend (4. und 5. Spalte).

Ausgehend von für moderne Hochöfen angestrebten Einblasraten von 220 kg Kohlenstaub pro Tonne Roheisen und unter der Annahme, dass davon 50 Ma.-% Braunkohle sind, können also allein durch die Braunkohleentwässerung fast 10 kg Koks pro Tonne Roheisen eingespart werden. Dazu kommt noch die Kokseinsparung von knapp 3 kg, welche auf den zusätzlichen Wärmeeintrag in den Hochofen durch den Kohlenstaub zurückzuführen ist. Die zugehörige Berechnung enthält Anhang 1.

Durch die effektivere Fahrweise des Ofens mit vorgewärmter und die damit verbundene Erhöhung des Gasausnutzungsgrades um 0,5 können weiter 3 kg Koks pro Tonne Roheisen eingespart werden (Anhang 2).

Insgesamt kann also von einer Kokseinsparung von etwa 15,5 kg pro Tonne Roheisen ausgegangen werden. Für einen großen Hochofen mit einer Produktion von 8.000 t Roheisen pro Tag bedeutet das eine jährliche Kokseinsparung von mehr als 45.000 t. Bei einem angenommenen Tonnenpreis von 300 € entspricht das eine jährliche Einsparung von 13,5 Mio. Euro oder 4,6 Euro pro Tonne Roheisen.

Demgegenüber steht der Energiebedarf der Kohlevorwärmung. Tabelle 8 zeigt als Berechnungsbasis die spezifischen Energieverbräuche von Stein- und Braunkohlenstaub. Bei deren rechnerischer Ermittlung wurde von einem Ausgangswassergehalt von 1 Ma.-% für die

Steinkohle und 10 Ma.-% für die Braunkohle sowie von einer vollständigen Entwässerung beider Kohlen ausgegangen.

Tabelle 8: spezifischer Energiebedarf für die Vorwärmung von Stein- und Braunkohle von 20 °C auf 200 °C

Energieverbrauch für	1 kg wasserfreie Steinkohle	1 kg wasserfreie Braunkohle
Erhitzen des Kohlewassers bis zur Verdampfungstemperatur (175 °C)	7 kJ	73 kJ
Verdampfen des Kohlewassers bei 175 °C	20 kJ	226 kJ
Überhitzen des Dampfes auf 200 °C	1 kJ	7 kJ
Erhitzen der wasserfreien Kohle auf 200 °C	225 kJ	233 kJ
Überwinden der Kohle-Wasser-Bindung	0 kJ	90 kJ
gesamt	253 kJ	629 kJ

Selbst für den ungünstigsten Fall, dass betriebsinterne Abwärmequellen nicht genutzt werden können und deshalb die zur Vorwärmung benötigte Wärme durch eine Verbrennung von Gichtgas bereitgestellt werden muss – und dieser Teil des Gichtgases nicht zur Erzeugung von Elektroenergie im Kraftwerk genutzt werden kann –, ändert sich praktisch nichts an dem enormen wirtschaftlichen Potential der Vorwärmung. Bei Berücksichtigung der Einblasrate von 220 kg Kohlenstaub pro Tonne Roheisen mit jeweils 50 Ma.-% Braun- und Steinkohle sowie eines thermischen Wirkungsgrades der Vorwärmung von 0,72 (0,9 für die Thermoölerhitzung und 0,8 für den Vorwärmer) ergibt sich ein spezifischer Energiebedarf von 134,75 MJ pro Tonne Roheisen, was einem Gichtgasverbrauch von 41 Nm³ – das sind zwischen 3 und 4 % der pro Tonne produziertem Roheisen anfallenden Gichtgasmenge – entspricht. Da das Gichtgas üblicherweise in einem Kraftwerk verstromt wird, müssen wegen der hierfür entgangenen Erlöse von 0,60 bis 0,65 Euro pro Tonne Roheisen als Betriebskosten für die Vorwärmung angesetzt werden. Für die übrigen Betriebskosten, wie z.B. die Kosten für zusätzlich durch die Vorwärmung verbrauchten Stickstoff und Elektronenergie, sowie für das Thermoöl und für Bedien- und Wartungspersonal der Vorwärmanlage können näherungsweise insgesamt 0,5 € pro Tonne Roheisen angesetzt werden, wodurch Betriebskosten von insgesamt etwa 1,10 bis 1,15 Euro pro Tonne Roheisen ergeben, welche den Erlös auf 3,45 bis 3,50 Euro pro Tonne Roheisen mindern.

Nach ersten Schätzungen wird für eine Vorwärmanlage zur Versorgung eines 8.000-Tonnen-Ofens von einem Investitionsumfang von 13-15 Mio. Euro ausgegangen, woraus sich Amortisationsdauer von etwa 1,5 Jahren ergibt. Um die Investitionskosten für eine Vorwärmanlage exakt ermitteln zu können, ist jedoch eine Bestandsaufnahme der konkreten örtlichen Gegebenheiten notwendig.

Bei der wirtschaftlichen Bewertung des neuen Vorwärmverfahrens wurde bisher nicht der Umstand berücksichtigt, dass es durch die Vorwärmung mit hoher Wahrscheinlichkeit auch möglich sein wird, insgesamt mehr Kohlenstaub in den Hochofen einzublasen und so weiteren Koks zu ersetzen. Welche Einblasraten dadurch möglich sind, lässt sich aufgrund der komplexen Zusammenhänge der zahlreichen Einflussfaktoren nur schwer berechnen und muss im Pilotversuch ermittelt werden. Auf der Grundlage bisheriger Erfahrungen halten die Autoren jedoch eine Steigerung um 5 bis 10% für realistisch. Dadurch ist eine weitere Verbesserung der Wirtschaftlichkeit zu erwarten.

Da die Vorwärmanlage in die Förder- und Einblasanlage integriert wird, kann im Vergleich zu separaten Anlagen für die Vorwärmung und das Einblasen von Kohlenstaub bei einem kompletten Neubau von bis zu 30 % geringeren Kosten ausgegangen werden.

6.2 Einschätzung des ökologischen Potentials der erreichten Ergebnisse

Das ökologische Potential der Vorwärmtechnologie besteht in der sich aus der Kokseinsparung ergebenden CO₂-Minderung. Bei einem Kohlenstoffgehalt des Hochofenkokeses von durchschnittlich 85 Ma.-% werden dadurch je Tonne erzeugtem Roheisen 48,3 kg an emittiertem CO₂ vermieden. Bei einer mittleren jährlichen Roheisenproduktion von 30 Mio. t ergibt sich daraus allein für Deutschland ein Minderungspotential von 1,45 Mio. t pro Jahr. Bezogen auf die spezifische CO₂-Emission bei der Roheisenherstellung von 1480 kg je Tonne Roheisen [AIC01] entspricht das einer Reduzierung um 3,3 %.

7 Weitere Schritte zur praktischen Umsetzung - Projektstufe 2

7.1 Auslegung der Gefäße zum Vorwärmen und Fördern von Kohlenstaub

Die Vorwärmtechnologie kann grundsätzlich sowohl in ein Zwischenfördergefäß als auch in ein Verteilgefäß integriert werden (schematische Darstellung Abbildung 30).

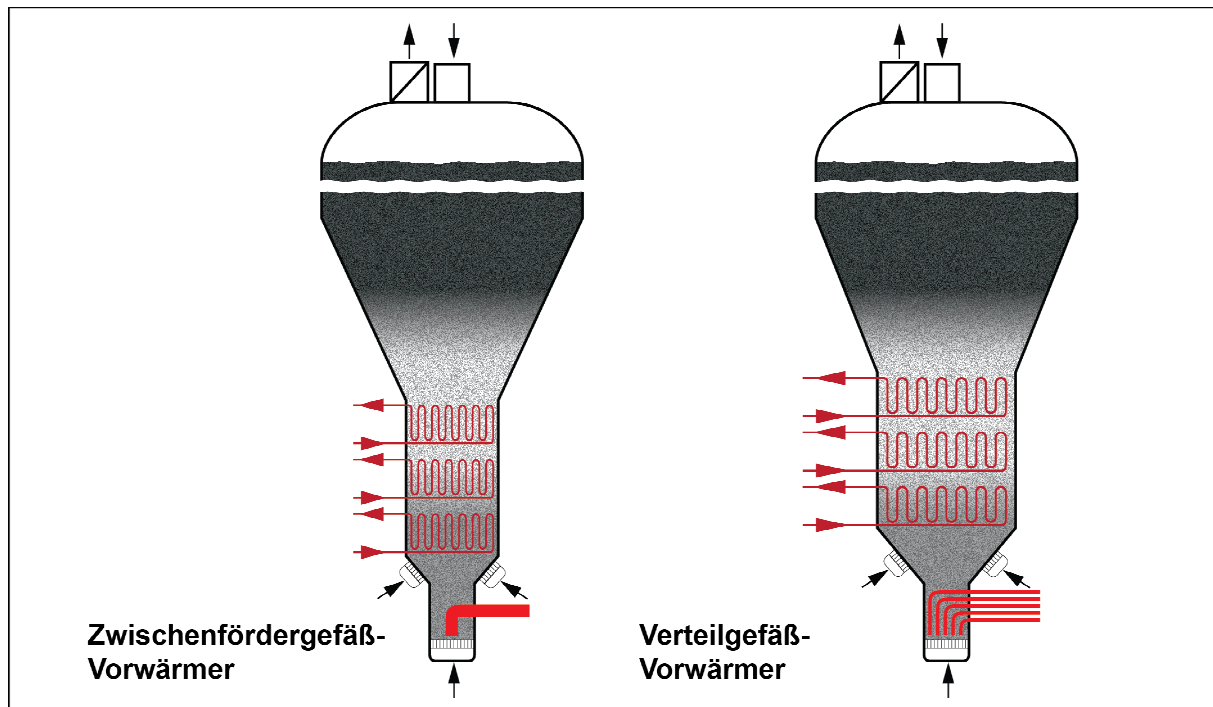


Abbildung 30: Prinzipskizze zur Integration der Vorwärmung in ein Zwischenfördergefäß (links) bzw. in ein Verteilgefäß (rechts)

Die Gefäße werden von oben aus dem darüber angeordneten Silo mit Kohlenstaub befüllt. Dieser durchläuft das Gefäß vertikal mit einer definierten statistischen Verweilzeit in der Vorwärmzone (mittlerer Teil) und gelangt dann in den unteren Teil, aus dem er durch die Zwischenförderleitung (Zwischenfördergefäß) bzw. Einblasleitungen (Verteilgefäß) pneumatisch gefördert wird.

Über den Wirbelboden und seitlich am Konus angebrachte Wirbelelemente wird der Vorwärmer mit der notwendigen Wirbelgasmenge beaufschlagt. Das Wirbelgas sowie der entstehende Wasserdampf verlassen das Gefäß über einen Brüdenfilter. Über den Gasaustritt wird auch der Druck des Gefäßes geregelt.

Der Querschnitt der Gefäße ist nach oben hin stark erweitert, um die Strömungsgeschwindigkeit in diesem Bereich gering zu halten. So wird ein Austrag von Kohlepartikeln weitgehend vermieden und die Staubbelastung des Filters minimiert. Außerdem fungiert der Inhalt des oberen Konus als Puffervolumen für den vorzuwärmenden Kohlenstaub.

Für Zwischenfördergefäß-Vorwärmer sind für reine Braunkohle Durchsätze bis 30 Tonnen pro Stunde und Gefäß möglich. Für Mischungen aus Braun- und Steinkohle ist der maximale

Durchsatz entsprechend höher. Abbildung 31 zeigt ein solches Gefäß in der 3D-Ansicht. Es wird im drucklosen Zustand mit dem Kohlenstaub befüllt und dann auf den Betriebsdruck bespannt. Vorgewärmt wird während des Förderns in das Verteilgefäß. Für eine kontinuierliche Zwischenförderung von 30 Tonnen pro Stunde sind aufgrund der diskontinuierlichen Arbeitsweise mindestens 2 Gefäße notwendig. Für größere Durchsätze können mehrere Zwischenfördergefäße nebeneinander angeordnet werden. Neben der Vorwärmung von Kohlemischungen ist es auch möglich, die Kohlen separat in Zwischenfördergefäß-Vorwärmern zu behandeln und sie dann in ein gemeinsames Verteilgefäß zu fördern, wo sie gemischt werden (siehe auch Abbildung 32 d und f).

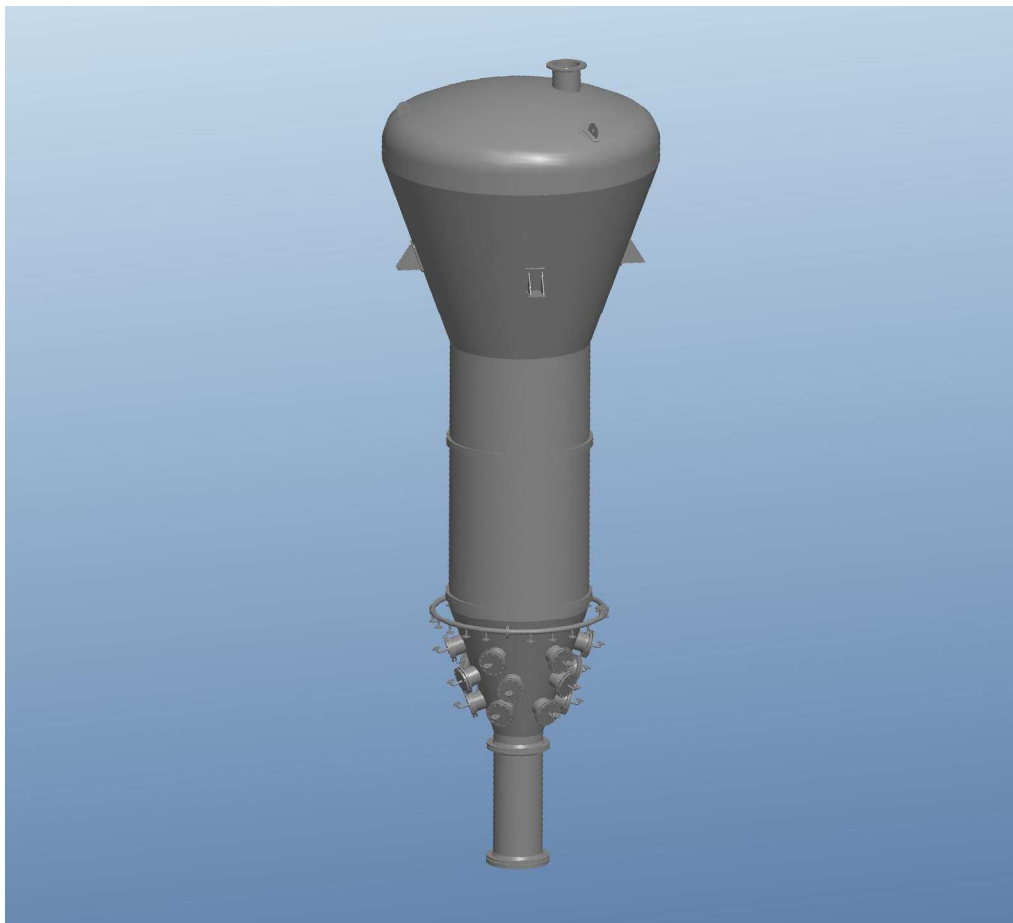


Abbildung 31: 3D-Ansicht eines Zwischenfördergefäß-Vorwärmers für einen Durchsatz von 30 Tonnen Braunkohlenstaub pro Stunde

Der Verteilgefäß-Vorwärmer arbeitet kontinuierlich. Seine Beschickung ist sowohl diskontinuierlich als auch kontinuierlich möglich.

7.2 Pilotanlage (Projektphase 2)

Den nächsten Schritt zur Überführung der Technologie in die Anlagenpraxis stellen die Errichtung und der Betrieb einer Pilotanlage an einem Hochofen dar. Vor der Planung dieser Anlage muss jedoch noch überprüft werden, inwieweit eine Vorwärmung unter Druck den

Ablauf und die Ergebnisse der Vorwärmung beeinflusst. Hauptproblem ist dabei, dass ein steigender Druck im Vorwärmer die Verdampfung des Kohlewassers „behindert“, indem er die Sättigungstemperatur erhöht. Diese liegt beispielsweise bei einem Druck von 9 bar(a) bei 175 °C. Um eine Verdampfung des Wassers sicherzustellen, sollte bei diesem Druck die erreichte Kohletemperatur bei mindestens 200 °C liegen. Da andererseits die Verdampfungsenthalpie mit zunehmendem Druck kleiner wird, sollte bei gleicher Wärmeübertragung im Vorwärmer zwangsläufig eine höhere Temperatur erreicht werden. Da aber auch der zeitliche Ablauf der Verdampfung verändert wird, scheint es dennoch sinnvoll, im Technikumsmaßstab in einem Druckgefäß die Vorwärmung unter Druck zu verifizieren.

Folgende Arbeitsschritte sollen Gegenstand der zweiten Projektphase sein:

- Voruntersuchungen zum Einfluss des Druckes auf die Vorwärmung
- Erstellung des Anlagenkonzeptes für die gesamte Vorwärmanlage inklusive deren Einbindung in eine bestehende Förderanlage
- Detailauslegung und -planung
- Komponentenauswahl
- Konstruktion
- Fertigung und Montage der Anlage
- Inbetriebnahme
- Testbetrieb.

Gegenwärtig wird nach einem Partner und nach einem geeigneten Hochofen für die Errichtung und den Betrieb der Pilotanlage gesucht.

7.3 Ausblick

Bei Bedarf können auch beide Vorwärmöglichkeiten miteinander kombiniert werden. Dabei sollte der überwiegende Teil der Wärme im Zwischenfördergefäß eingetragen werden, da dessen Betriebsweise technologische Vorteile, insbesondere beim Austragen des entstehenden Wasserdampfes, bietet.

Abbildung 32 zeigt schematisch eine Auswahl an möglichen Anlagenvarianten.

Das sich aus dem modularen Aufbau ergebende breite Spektrum an möglichen Anordnungen erlaubt es, die Technologie an die Bedürfnisse des Betreibers der Anlage anzupassen.

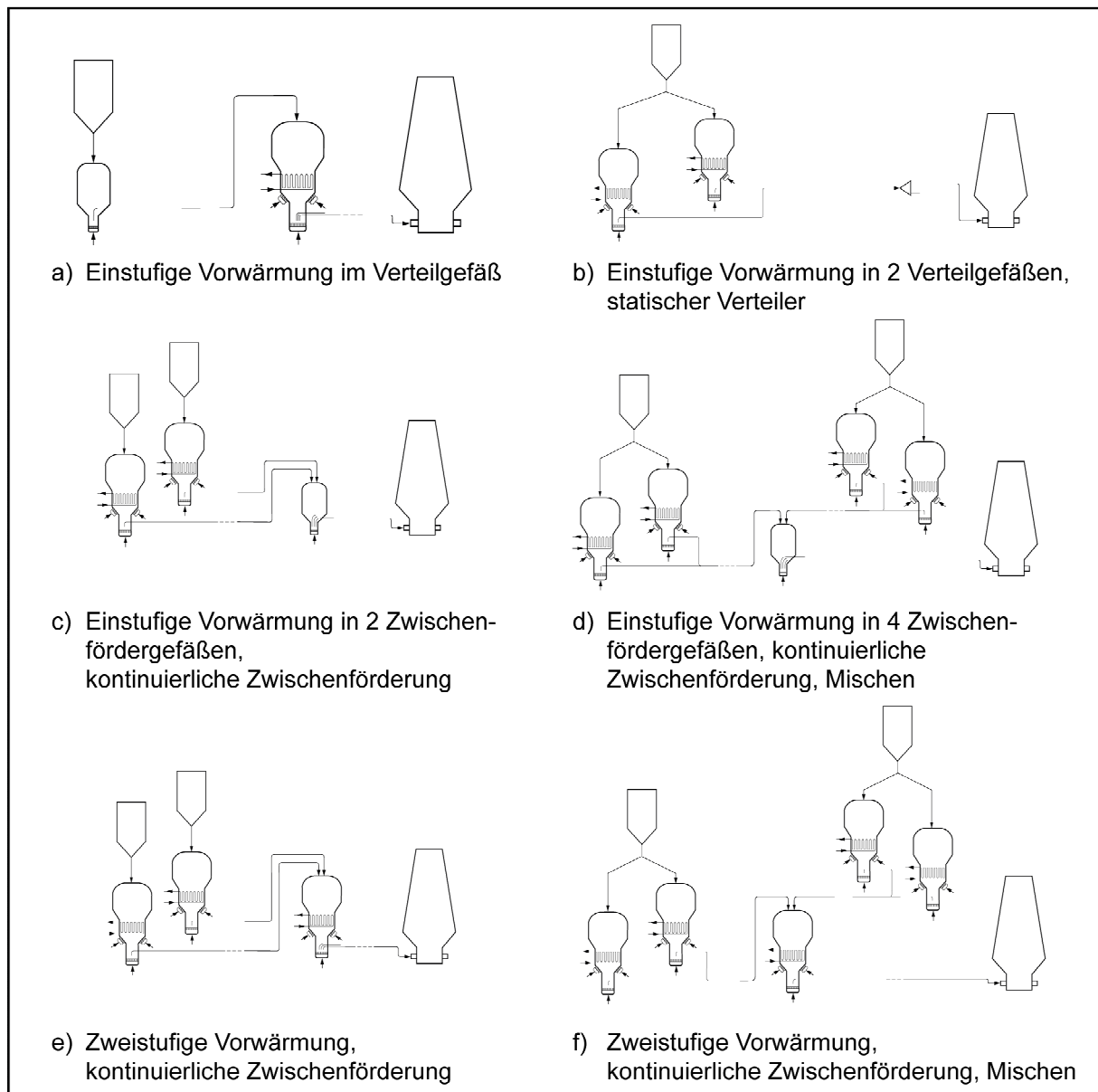


Abbildung 32: Anlagen mit Vorwärmung

LITERATURVERZEICHNIS

- [AIC01] Aichinger, H. M.; Mühlheims, K.; Längen, H.-B.; Schierlow, U.; Stricker, K. P.: *Ganzheitliche Bewertung und Potentiale der CO₂-Emission bei der Hochofen-Konverter-Route*, Stahl und Eisen 121 (2001) Nr. 5, 59-65.
- [BAB08] Babich, A.; Senk, D.; Gudenau, H. W.; Mavrommatis, K. Th.: *Ironmaking. Textbook*, Wissenschaftsverlag Mainz in Aachen, 2008, 332-334.
- [BEC81] Becker, H.; Bocsanczy, J.; Burton, F.; Stalherm, D.: *Erfahrungen mit dem Einsatz vorerhitzter Kohle in der Kokerei des Werkes Fairfield der US Steel Corporation*, Stahl und Eisen 101, Heft 7, 1981.
- [EFF00] Effenberger, H.: *Dampferzeugung*, Springer, 2000, 40-41.
- [KAS06] Kaß, H.; Griebe, St.; Höhne, O.; Martin, J. S.; Ristau, H.; Krautz, H. J.: *Künftige Technologien für CO₂-freie Braunkohlenkraftwerke - Grundlagenforschung an den Technikumsanlagen zur Verbrennung nach dem Oxyfuel-Verfahren und zur Trocknung in einer druckaufgeladenen Dampfwirbelschicht der BTU Cottbus*, Forum der Forschung, Heft 19, Cottbus, 2006.
- [KLU06] Klutz, H. J.; Moser, C.; Block, D.: *WTA-Feinkorntrocknung, Baustein für die Braunkohlekraftwerke der Zukunft*, VGB PowerTech 11/2006.
- [LAN03] Langner, K.: *Implementation of a continuous pretreatment and injection process of pulverised coal on a blast furnace*, European Commission, technical steel research, Thyssen Krupp Stahl AG, 2003.
- [LEC08] Lechner, St.; Höhne, O.; Krautz, H. J.: *Druckaufgeladene Dampfwirbelschicht- Trocknung (DDWT) von Braunkohlen: Verfahrensoptimierung mittels Feinkorntrocknung*, 40. Kraftwerkstechnisches Kolloquium, Dresden, 2008.
- [MAR03] Martin, J. S.; Löffler, S.; Krautz, H. J.: *Druckaufgeladene Dampfwirbelschichttrocknung grubenfeuchter Braunkohle – Innovatives Verfahren zur Erhöhung des Kraft-werkswirkungsgrades und Reduzierung der Stromgestehungskosten*, 21. Deutscher Flammentag, Düsseldorf, 2003.
- [MAR07] Martin, J. S.; Lechner, St.; Höhne, O.; Krautz, H. J., Jentsch, N.: *Druckaufgeladene Dampfwirbelschicht-Trocknung (DDWT) von Braunkohlen: Von den Betriebsergebnissen des Versuchstrockners (0,5 t/h) zur Konzeptentwicklung der Großtechnischen Versuchsanlage (GTVA, 70 t/h)*, 39. Kraftwerkstechnisches Kolloquium, Dresden, 2007.
- [SCH85] Schäfer, H.-G.; Opdenwinkel, H.: *Über die Ermittlung der Bindungsenthalpie aus den Desorptionsisothermen einer rheinischen Braunkohle im Bereich höherer Temperaturen*, Chemiker-Zeitung 109/5 (1985), 171-176.

ANHANG

Anhang 1 : Spezifische Kokseinsparung durch den zusätzlichen Wärmeeintrag in den Hochofen

Anhang 2 : Spezifische Kokseinsparung durch die Erhöhung des Gasausnutzungsgrades

Anhang 3 : CO₂-Emission aus alternativer Stromerzeugung

Anhang 4 : CO₂-Minderung durch Einsparung von Sauerstoff

Anhang 1: Spezifische Kokseinsparung durch den zusätzlichen Wärmeeintrag in den Hochofen

$$t_{1,KS} = 40 \text{ °C} \quad (\text{Ausgangstemperatur Kohlenstaub})$$

$$t_{2,KS} = 200 \text{ °C} \quad (\text{Endtemperatur Kohlenstaub})$$

$$c_{p,KS} = \frac{1,26 + 1,44}{2} \frac{\text{kJ}}{\text{kg} \times \text{K}} = 1,35 \frac{\text{kJ}}{\text{kg} \times \text{K}} \quad (\text{mittlere spezifische Wärmekapazität von Kohlenstaub})$$

$$m_{KS} = 220 \frac{\text{kg}}{t_{RE}} \quad (\text{Einblasmenge pro t Roheisen})$$

$$Q_{KS} = m_{KS} \times c_{p,KS} \times (t_{2,KS} - t_{1,KS}) \quad (\text{benötigte Wärmemenge})$$

$$Q_{KS} = 220 \frac{\text{kg}}{t_{RE}} \times 1,35 \frac{\text{kJ}}{\text{kg} \times \text{K}} \times 160 \text{ K} = 47.520 \frac{\text{kJ}}{t_{RE}} = 47,5 \frac{\text{MJ}}{t_{RE}}$$

$$H_{u,Koks} = 28 \frac{\text{MJ}}{\text{kg}} \quad (\text{Heizwert von Hochofenkoks})$$

$$H_{u,GG} = 3,3 \frac{\text{MJ}}{\text{m}^3} \quad (\text{Heizwert von Gichtgas})$$

$$V_{GG} = 3,09 \frac{\text{m}^3}{\text{kg}} \quad (\text{entstehendes Gichtgasvolumen je kg Koks})$$

$$Q_{KS} = Q_{Koks} - Q_{GG} = m_{Koks} \times H_{u,Koks} - m_{Koks} \times V_{GG} \times H_{u,GG} \quad (\text{Energiebilanz Hochofen})$$

$$m_{Koks} = - \frac{Q_{KS}}{H_{u,Koks} - V_{GG} \times H_{u,GG}} = \frac{47,5}{28 - 3,09 \times 3,3} \times \frac{\text{MJ} \times \text{kg}}{t_{RE} \times \text{MJ}} = 2,67 \frac{\text{kg}}{t_{RE}} \quad (\text{Kokseinsparung})$$

Anhang 2: Spezifische Kokseinsparung durch die Erhöhung des Gasausnutzungsgrades

$$Dh_{CO} = 0,5 \% \quad (\text{Annahme})$$

$$m_{Koks} = - 6 \frac{\text{kg}}{t_{RE} \times \%} \quad (\text{Senkung Koksverbrauch je \% Dh}_{CO})$$

$$m_{Koks} = - 6 \times 0,5 \frac{\text{kg} \times \%}{t_{RE} \times \%} = - 3 \frac{\text{kg}}{t_{RE}} \quad (\text{Kokseinsparung})$$

Anhang 3: CO₂-Emission aus alternativer Stromerzeugung

$$V_{GG} = 41 \frac{\text{Nm}^3}{t_{RE}} \quad (\text{spezifischer Gichtgasverbrauch Vorwärmung})$$

$$h_{KW} = 35\% \quad (\text{el. Wirkungsgrad Steinkohlekraftwerk})$$

$$h_{GG} = 22\% \quad (\text{el. Wirkungsgrad Gichtgaskraftwerk})$$

$$H_{u,SK} = 30 \frac{\text{MJ}}{\text{kg}} \quad (\text{Heizwert von trockener Steinkohle})$$

$$H_{u,GG} = 3,3 \frac{\text{MJ}}{\text{Nm}^3} \quad (\text{Heizwert von Gichtgas})$$

$$C_{SK} = 85\% \quad (\text{Kohlenstoffgehalt von trockener Steinkohle})$$

$$h_{GG} \times Q_{GG} = h_{KW} \times Q_{SK} \quad (\text{Energiebilanz})$$

$$h_{GG} \times V_{GG} \times H_{u,GG} = h_{KW} \times m_{SK} \times H_{u,SK}$$

$$m_{SK} = V_{GG} \frac{h_{GG}}{h_{KW}} \times \frac{H_{u,GG}}{H_{u,SK}} = 41 \times \frac{0,22}{0,35} \times \frac{3,3}{30} \times \frac{\text{Nm}^3 \times \text{MJ} \times \text{kg}}{t_{RE} \times \text{MJ} \times \text{Nm}^3} = 2,8 \frac{\text{kg}}{t_{RE}} \quad (\text{Verbrauch an Steinkohle})$$

$$m_{CO_2} = m_{SK} \times C_{SK} \times \frac{M_C}{M_{CO_2}} = 2,8 \times 0,85 \times \frac{44}{12} \times \frac{\text{kg} \times \text{g} \times \text{mol}}{t_{RE} \times \text{g} \times \text{mol}} = 8,8 \frac{\text{kg}}{t_{RE}} \quad (\text{spezifische CO}_2\text{-Emission})$$

Anhang 4: CO₂-Minderung durch Einsparung von Sauerstoff

$$W_{el,O_2} = 510 \frac{\text{kWh}}{1000 \text{ Nm}^3} \quad (\text{spezifischer Elektroenergiebedarf Sauerstoffherstellung})$$

$$DV_{O_2} = -2 \frac{\text{Nm}^3}{t_{RE}} \quad (\text{Sauerstoffeinsparung bei konstanter Flammentemperatur})$$

$$DW_{el,O_2} = -1,02 \frac{\text{kWh}}{t_{RE}} = -3,6 \frac{\text{MJ}}{t_{RE}} \quad (\text{Einsparung an Elektroenergie})$$

$$DW_{el,O_2} = h_{KW} \times m_{SK} \times H_{u,SK}$$

$$m_{SK} = \frac{DW_{el,O_2}}{H_{u,SK} \times h_{KW}} = \frac{-3,6}{30 \times 0,35} \times \frac{\text{MJ} \times \text{kg}}{t_{RE} \times \text{MJ}} = -0,3 \frac{\text{kg}}{t_{RE}} \quad (\text{Einsparung an Steinkohle})$$

$$m_{CO_2} = m_{SK} \times C_{SK} \times \frac{M_C}{M_{CO_2}} = -0,3 \times 0,85 \times \frac{44}{12} \times \frac{\text{kg} \times \text{g} \times \text{mol}}{t_{RE} \times \text{g} \times \text{mol}} = -1,1 \frac{\text{kg}}{t_{RE}} \quad (\text{spezifische CO}_2\text{-Emission})$$