

Vergleich verschiedener Meßverfahren zur Bestimmung des Abgasqueraustausches in Glasschmelzwannen

Von Hayo Müller-Simon, Hansjürgen Barklage-Hilgefort und Kurt Wilhelm Mergler, Frankfurt (Main)

(Mitteilung aus der Hüttentechnischen Vereinigung der Deutschen Glasindustrie, Frankfurt (Main))

(Eingegangen am 7. Januar 1986)

Die aus Helium-Impfmessungen ermittelte Queraustauschmatrix ist relativ unempfindlich gegenüber kleineren Veränderungen der Brennerbeaufschlagung. Ist die Queraustauschmatrix einmal bestimmt, lassen sich die Abgasvolumenströme in den einzelnen Kammern aus den Brennstoff- und Verbrennungsluftmengen gut berechnen.

Eine Abhängigkeit zwischen den mit der Helium-Impfmessung gemessenen Austauschströmen und den Austauschströmen,

die aus der Druckverteilung im Oberofen und den Brennerimpulsen errechnet wurden, konnte nicht eindeutig nachgewiesen werden.

Mit dem Prinzip des Prandtl'schen Staurohrs wurde der Zusammenhang zwischen Staudruck im Brennerhals und Strömungsgeschwindigkeiten untersucht. Eine Abhängigkeit konnte auch mit einer einfachen Meßanordnung gefunden werden.

Comparison of methods to determine the transverse waste gas exchange in glass tanks

The transverse exchange matrix determined by helium injection is relatively insensitive to small changes in the burner adjustment. Once the transverse exchange matrix has been determined, the flows of waste gases in the individual chambers can be calculated quite accurately from the quantities of fuel and combustion air.

No clear correlation could be shown between the exchange

flows determined by helium injection and those estimated from the pressure distribution in the superstructure and the burner inputs.

The relation between the jet pressure in the port neck and flow velocities was determined using the principle of Prandtl's pressure tube. A relation can also be found by simpler methods of measurement.

Comparaison des méthodes de mesure pour déterminer l'échange transversal des gaz brûlés dans les bassins de fusion du verre

La matrice d'échange transversal déterminée par des mesures d'injection d'hélium est relativement insensible aux petites variations de l'alimentation du brûleur. Une fois cette matrice déterminée, il est facile de calculer les écoulements volumiques de gaz brûlés dans chacune des chambres de pré-mélange à partir des quantités de combustible et d'air de combustion.

Une relation entre les écoulements d'échange mesurés avec la

mesure d'injection d'hélium et les écoulements d'échange qui ont été calculés à partir de la distribution de pression dans le laboratoire du four et les impulsions du brûleur, n'a pas pu être mise en évidence clairement.

On étudie la relation entre la pression de refoulement dans le corset de brûleur et la vitesse d'écoulement avec le principe du tube de retenue de Prandtl.

1. Problemstellung

Querbrennerwannen haben eine unterschiedliche Brennstoffbeaufschlagung der einzelnen Brenner, um in Längsrichtung der Wanne eine bestimmte Temperaturverteilung zu erzeugen. Aus Gründen der Energieersparnis ist es wünschenswert, daß jeder Brenner nur die Luftmenge erhält, die der durchgesetzten Brennstoffmenge entspricht. Dies kann durch die Verwendung von Sektionalkammern erreicht werden. Um eine optimale Luftvorwärmung zu erreichen, ist bei der Durchströmung mit Abgas (im folgenden immer kurz als abgasseitig bezeichnet) eine entsprechende Verteilung der Verbrennungsgase nötig. In der Regel entspricht die Abgasmenge einer Kammer jedoch nicht der Beaufschlagung des gegenüberliegenden Brenners, weil Teile der Verbrennungsluft bzw. des Abgases innerhalb des Ofens aus einem Brennerbereich in einen benachbarten Brennerbereich strömen können. Diesen Vorgang bezeichnet man als Queraustausch [1]. Sind Sektio-

nalkammern vorhanden, so läßt sich der Queraustausch über die Schieberstellung beeinflussen. Um diese Möglichkeit ausnutzen zu können, ist allerdings eine genaue Kenntnis des Queraustausches zwischen einzelnen Brennerpaaren nötig. Hauptaufgabe dieser Untersuchungen war es, ein Betriebsmeßverfahren zu entwickeln, mit dem es möglich ist, den Queraustausch bzw. die Abgasvolumenströme in den einzelnen Kammern zu messen.

2. Möglichkeiten zur Messung des Abgasqueraustausches

2.1. Impfmessung

Eine Methode zur genauen Erfassung des Abgasqueraustausches ist die Helium-Impfmessung. Hierbei wird bei Durchströmung mit Luft (im folgenden immer kurz als luftseitig bezeichnet) ein konstanter Heliumstrom in eine Regenerativkammer eingespeist. Abgasseitig wird die Heliumkonzentration in

jeder Kammer gemessen. Die Heliumbilanz für diese Messung lautet:

$$\sum_{j=1}^n c_{ij} \dot{V}_j = w_i. \quad (1)$$

Darin sind w_i der in Kammer i eingepfite Heliumstrom, \dot{V}_j der Abgasstrom in Kammer j und c_{ij} die Heliumkonzentration in der Kammer j abgasseitig, wenn in Kammer i luftseitig eingepfift wird. Diese Messung wird an allen luftseitigen Kammern wiederholt. Auf diese Weise erhält man ein lineares Gleichungssystem, mit dem es möglich ist, die absoluten Abgasvolumenströme \dot{V}_j in jeder Kammer zu berechnen.

Der Abgasqueraustausch in einer Querbrennerwanne läßt sich durch die Austauschkoefizienten a_{ij} beschreiben. Diese sind über Gleichung (2) zwischen den abgasseitigen Heliumströmen w_{ij} und den Impfstömen w_i definiert:

$$w_{ij} = w_i a_{ij}. \quad (2)$$

Dabei ist der Koeffizient a_{ij} der Bruchteil des Abgasstroms von Brenner i feuerseitig, der nach Brenner j strömt. Die Austauschkoefizienten a_{ij} lassen sich aus den bekannten Größen entsprechend Gleichung (3) bestimmen:

$$c_{ij} \dot{V}_j / w_i = a_{ij}. \quad (3)$$

2.2. Andere Verfahren zur Messung des Abgasqueraustausches

2.2.1. Impulsverfahren

Die Ursache des Queraustausches liegt in der Impulsdifferenz zwischen den Flammen benachbarter Brenner und den Druckdifferenzen über die Längsachse des Ofens. Ein freier Gasstrahl mit der Anfangsmassenstromdichte \dot{M}_0 saugt aus seiner Umgebung Gas an. Nach der Strecke b , die groß gegenüber der Anlaufstrecke ist, beträgt mit guter Näherung der Strahlenmassenstrom \dot{M} :

$$\dot{M} = \dot{M}_0 \cdot 0,32 \frac{b}{d_0} (\varrho_A / \varrho_0)^{1/2}, \quad (4)$$

wenn mit d_0 der Düsendurchmesser, mit ϱ_A die Dichte des Strahles und mit ϱ_0 die der Umgebung bezeichnet werden [2]. \dot{M} kann durch den Impuls I_0 ausgedrückt werden durch

$$\dot{M} = 0,16 b (\pi \varrho_A)^{1/2} I_0^{1/2}. \quad (5)$$

Man muß zwischen dem Impuls der Verbrennungsluft und dem Impuls des Zerstäubers unterscheiden. Die Saugwirkung gegenüber der Umgebung soll in erster Näherung als Summe beider Impulse aufgefaßt werden.

$$\dot{M}_{B+L} = 0,16 \cdot b (\pi \varrho_A)^{1/2} (I_B + I_L)^{1/2}. \quad (6)$$

Beim Queraustausch in einer Glasschmelzwanne stehen die Flammenstrahlen der benachbarten Brennerpaare i und $i + 1$ beim Ansaugen des umgebenden Abgases in Konkurrenz. Da durch die Begrenzung nach oben und unten durch die Gewölbe- und Badoberfläche jeweils nur eine Strahlhälfte wirksam ist, ergibt sich für den durch Impulsdifferenzen bedingten Queraustausch

$$\Delta \dot{M}_{i,i+1}^I = 0,08 \cdot b (\pi \varrho_A)^{1/2} [(I_B + I_L)_i^{1/2} - (I_B + I_L)_{i+1}^{1/2}]. \quad (7)$$

Neben dem Queraustausch durch Impulsdifferenzen muß auch der Queraustausch durch Druckdifferenzen berücksichtigt werden. Bezeichnet man den mittleren statischen Druck in den betrachteten Brennerpaaren mit p_i bzw. mit p_{i+1} und die wirksame Querschnittsfläche des Oberofens mit F_O , dann ergibt sich für den Längsachsenimpuls

$$F_O \Delta p_{i,i+1} = \Delta \dot{M}_{i,i+1}^p u, \quad (8)$$

wenn mit u die mittlere Strömungsgeschwindigkeit in Ofenlängsrichtung bezeichnet wird. Mit $\Delta \dot{M} = u F_O \varrho_A$ ergibt sich

$$\Delta \dot{M}_{i,i+1}^p = F_O (\Delta p_{i,i+1} \varrho_A)^{1/2}. \quad (9)$$

Für den gesamten Queraustausch zwischen i und $i + 1$ wird damit

$$\Delta \dot{M}_{i,i+1}^t = 0,08 \cdot b (\pi \varrho_A)^{1/2} [(I_B + I_L)_i^{1/2} - (I_B + I_L)_{i+1}^{1/2}] + F_O (\Delta p_{i,i+1} \varrho_A)^{1/2}. \quad (10)$$

Die Berechnung geht naturgemäß von manchen Vereinfachungen – zum Beispiel der Annahme eines Freistrahls – aus. Es ist somit notwendig, die Zulässigkeit des Vorgehens zu überprüfen. Erweist sich das Vorgehen als statthaft, so hat diese Methode den Vorteil, daß über die Brennstoffmengenmessung und Messungen der statischen Drücke in den ein- und abziehenden Brennern und die gegebenen geometrischen Daten sich der Queraustausch zwischen den einzelnen Brennerpaaren mit Hilfe bereits weitgehend vorhandener Meßdaten ermitteln läßt [3].

2.2.2. Vorhandene Ofenbauteile als Meßstrecke

Als weitere Möglichkeit für ein Betriebsmeßverfahren bietet sich die Ausnutzung vorhandener Ofenbauteile an. Beispielsweise sind die Regenerativkammern als Meßstrecke denkbar, indem man sie wie eine Meßblende benutzt. Die Druckdifferenz zwischen Kammerkopf und Kammerfuß ist eine Funktion der Kammertemperaturen und der durch-

strömenden Abgas- bzw. Luftmenge. Der Zusammenhang zwischen der Druckdifferenz und den Abgas- bzw. Luftströmen wird sich wegen der komplizierten Strömungsverhältnisse nur unzureichend rechnerisch ermitteln lassen. Man könnte jedoch die Impfmessung als Eichmessung einsetzen und über eine Eichgerade die Abgasvolumenströme aus den Druckdifferenzen ermitteln. Dieses Verfahren hat den Nachteil, daß es stark vom Zustand der Kammern abhängt. Zum Beispiel würden sich die Zusammenhänge mit zunehmender Verschmutzung ändern, das heißt, es wären regelmäßige Kontrollmessungen mit dem aufwendigen Impfverfahren notwendig.

3. Durchführung der Messungen

3.1. Beschreibung des untersuchten Aggregats

Wegen der Vielzahl der Einflußgrößen beschränkt sich die Messung auf eine Querbrennerwanne mit drei Brennerpaaren, zumal mit zunehmender Brenneranzahl auch der Aufwand für die Messung und Auswertung erheblich anwachsen würde. Die untersuchte Wanne hatte eine Schmelzfläche von etwa $32,5 \text{ m}^2$, während der Messungen wurde Borosilicatglas mit einem Durchsatz zwischen 40 und 45 t/d geschmolzen. Die Beaufschlagung der Brenner Nr. 1, Nr. 2 und Nr. 3 mit Brennstoff entsprach etwa dem Verhältnis 20 % : 50 % : 30 %, die Beaufschlagung mit Luft war 17 % : 56 % : 27 %.

3.2. Meßtechnik

3.2.1. Impfmessungen

Das für die Impfung der Luft benötigte Helium wurde über hierfür angebrachte Stutzen der Luft vor Eintritt in die Kammern zugeführt. Der Heliumvolumenstrom wurde kontinuierlich mittels einer Blendenmessung überwacht. Das während des Meßzeitraums zugeführte Gesamtvolumen wurde mit einem Balgengaszähler ermittelt. Wichtig ist die hohe zeitliche Konstanz des zugeführten Volumenstroms. Gleichzeitig wurden die Temperatur und der Druck des eingebrachten Heliums gemessen.

Die Probenentnahme für die simultan laufende Sauerstoff- und Heliummessung erfolgte in den abgasseitigen Sammelräumen der Regeneratoren mit Keramikröhrchen. Das Meßgas wurde einem Kühl- und Filtersystem zugeleitet. Die Sauerstoffmessung erfolgte mit einem Gerät vom Typ MAGNOS 5T, die Heliummessung mit einem kontinuierlich arbeitenden Massenspektrometer für die Masse 4 vom Typ ASM 10 der Firma Alcatel. Für die Untersuchung auf Helium mußte nur ein sehr geringer Teilstrom der geförderten Abgasmenge abgezweigt werden. In diesem Zusammenhang ist es wichtig, hinter dem Abzweig auf möglichst kleine Volumina zu achten, weil sonst die Trägheit der Heliummessung unnötigerweise erhöht würde.

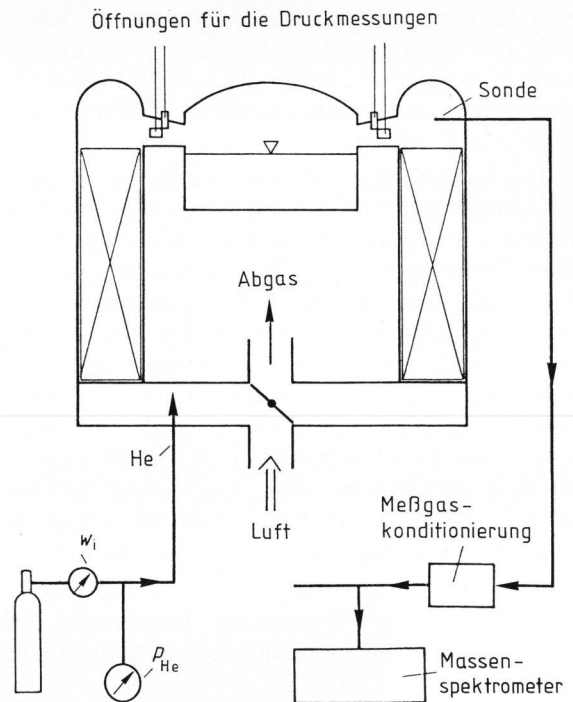


Bild 1. Meßanordnung.

3.2.2. Druckmessungen

Für die beabsichtigten Druckmessungen waren am Brennerhals Öffnungen vorgesehen. Die Anordnung der Meßöffnungen ist in Bild 1 schematisch dargestellt. Die Druckmessungen wurden mit einem Teleperm-Meßumformer F für Differenzdruck durchgeführt.

3.2.3. Temperaturmessungen

Die Temperaturmessungen erfolgten mit hängend angeordneten Absaugethermoelementen in den für die Druckmessung installierten Öffnungen in den Brennerhälsen. Die Absaugevorrichtungen waren mit Thermoelementen vom Typ PT18 bestückt.

4. Ergebnisse der Einzelmessungen

4.1. Impfmessungen

4.1.1. Helium aus dem Erdgas

Bei den Impfmessungen ist zu beachten, daß auch über den Brennstoff Helium in den Ofen gelangt. Vor jeder Impfmessung sind daher die Heliumblindkonzentrationen der einzelnen Kammern zu bestimmen. Bei neueren Untersuchungen zum Abgasqueraustausch hat sich herausgestellt, daß sich die Heliumblindkonzentrationen nach Multiplikation mit der inversen Queraustauschmatrix nicht immer auf eine einheitliche Heliumkonzentration im Erdgas zurückrechnen lassen. Vielmehr steigt die Heliumkonzentration im Abgas mit zunehmender Beaufschlagung des gegenüberliegenden Brenners an. Insbesondere, wenn die Flamme stöchiometrisch oder unterstöchiometrisch betrieben wird, liegt die Heliumblindkon-

zentration im abziehenden Brenner höher als der Wert, der sich unter Berücksichtigung des Queraustausches berechnen würde. Dieses Phänomen läßt sich mit dem Ausbrandverhalten der Diffusionsflamme erklären.

Die untersuchten Brenner erzeugen in grober Näherung konzentrische Doppelstrahlen, bei denen innen der Brennstoff und außen ringförmig die Luft zugeführt werden. Die Wechselwirkung mit der Umgebung findet in den Randzonen der Flammen statt, das heißt im Anfangsbereich wird zunächst Verbrennungsluft, und erst mit zunehmendem Ausbrand wird auch Abgas ausgetauscht. Dadurch nimmt das mit dem Brennstoff zugeführte Helium weniger am Queraustausch teil als das Helium, das mit der Luft zugeführt wird. Der Effekt wird noch dadurch verstärkt, daß ein Teil der Gase den Oberofen als Kolbenstrom direkt durchquert.

Bei hinreichend guter Mischung der Flamme verschwindet diese Erscheinung. Jedoch muß diese Tatsache bei geringem Luftüberschuß berücksichtigt werden.

4.1.2. Queraustauschmatrix

Es wurden mehrere Impfmessungen bei verschiedenen Betriebszuständen durchgeführt. Aus den Ergebnissen dieser Impfmessungen wurden, wie in Abschnitt 2.1. beschrieben, die Queraustauschkoeffizienten a_{ij} bestimmt. Dabei zeigte sich, daß sie im Rahmen der Meßgenauigkeit unabhängig vom Betriebszustand waren. Die Mittelwerte der Queraustauschkoeffizienten zeigt Tabelle 1. Zusätzlich ist jeweils die Standardabweichung angegeben. Der Koeffizient a_{ij} gibt den Anteil des vom Brenner i erzeugten Abgasstroms in Prozent an, der nach Brenner j strömt.

Einen besseren Einblick in den Queraustausch im Oberofen erhält man, wenn man die absoluten Volumenströme betrachtet. Hierbei ist es jedoch schwierig, schon auf der Frischluftseite die Abgasvolumenströme zu bestimmen, weil einzelne Brenner häufig unterstöchiometrisch mit Luft beaufschlagt

werden. Um die Volumenströme im Oberofen darzustellen, ist es daher sinnvoll, sich auf die Luftvolumenströme zu beschränken.

Die Messung der Luftvolumenströme ist in der Regel mit einem großen Fehler behaftet, insbesondere Falschluff beeinflusst häufig die Angaben der Meßwerte, deren Meßwerte bereits vor dem Eintritt der Luft in die Regenerativkammern aufgenommen werden. Aus diesem Grund wurden die Frischluftvolumenströme über die Verbrennungsrechnung aus den Brennstoffmengen und dem abgasseitigen Luftüberschuß berechnet. Die Multiplikation des Vektors der Frischluftvolumenströme mit der inversen Austauschmatrix ergibt dann die brennstoffseitigen Luftbeaufschlagungen. Die so erhaltenen Luftvolumenströme sind in den Bildern 2a und b für das untersuchte Aggregat dargestellt. Die unterste Zeile zeigt die Luftvolumenströme in den abziehenden Kammern. In Klammern sind die feuchten Abgasvolumenströme angegeben.

Deutlich ist zu erkennen, daß die Volumenströme von Brenner Nr. 2 zu den benachbarten Brennern erheblich größer sind, als die von Brenner Nr. 1 und Nr. 3 zum Brenner Nr. 2 hin, d. h. es fließt ein effektiver Strom von Brenner Nr. 2 weg zu Brenner Nr. 1 und Brenner Nr. 3. Bei den Diagrammen für die Brenner Nr. 1 und Nr. 3 fällt darüber hinaus auf, daß der Queraustausch zum übernächsten Brenner als fast vernachlässigbar klein eingestuft werden kann.

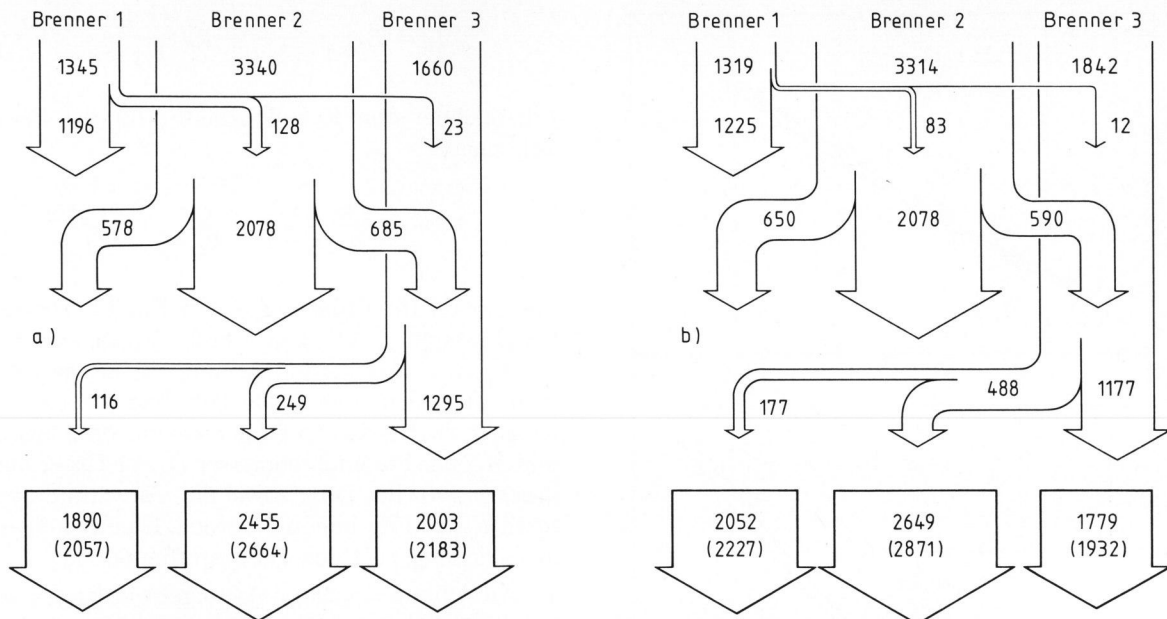
Die Matrizen in Tabelle 1 zeigen noch eine andere Besonderheit: Die Queraustauschkoeffizienten sind nicht für beide Feuerrichtungen gleich. Besonders deutlich wird dieser Sachverhalt beim Vergleich der letzten Zeilen der beiden Matrizen. Die statistische Überprüfung der Meßergebnisse zeigt, daß diese Abweichung nicht zufällig ist.

4.1.3. Heliumschlupf bei der Impfmessung

Gemäß Gleichung (1) lassen sich die absoluten Abgasvolumenströme berechnen. Vergleicht man diese Werte mit denen, die sich aus dem Brennstoff-

Tabelle 1. Matrix der in Prozent angegebenen Queraustauschkoeffizienten und der zugehörigen Standardabweichungen

erzeugter Abgasstrom	Queraustauschkoeffizient und Standardabweichung in %					
	nach Brenner Nr. 1		nach Brenner Nr. 2		nach Brenner Nr. 3	
	a_{i1}	s_{i1}	a_{i2}	s_{i2}	a_{i3}	a_{i3}
<u>Feuer links</u>						
von Brenner Nr. 1	88,9	5,59	9,5	4,55	1,7	1,33
von Brenner Nr. 2	17,3	4,94	62,2	6,31	20,5	7,42
von Brenner Nr. 3	7,0	3,01	15,0	4,79	78,0	7,68
<u>Feuer rechts</u>						
von Brenner Nr. 1	92,9	1,84	6,3	1,76	0,9	0,54
von Brenner Nr. 2	19,6	1,32	62,7	3,35	17,8	3,62
von Brenner Nr. 3	9,6	2,09	26,5	5,89	63,9	5,50



Bilder 2a und b. Luftvolumenströme im Oberofen in m³/h bei Feuerstellung a) links und b) rechts.

verbrauch und den im Abgas gemessenen Sauerstoffkonzentrationen ergeben, so zeigen sich starke Abweichungen (bis zu 25 %). Die Abweichung zwischen den Werten nahm im Verlauf der Messungen zu. Diese Drift zeigt sich jedoch nur bei den absoluten Volumenströmen, während die Austauschkoefizienten nur statistische Schwankungen um den Mittelwert erkennen lassen.

Neuere Messungen haben deutliche Hinweise darauf gegeben, daß die überhöhten Werte für die Abgasvolumenströme auf einen Schwund des Impf-Heliums zurückzuführen sind. Gleichung (1) zeigt, daß bei gleichbleibendem Heliumimpfstrom ein Absinken der Heliumkonzentrationen einen Anstieg der berechneten Abgasvolumenströme bewirkt. An welcher Stelle der Heliumschlupf auftritt, konnte jedoch nicht geklärt werden.

4.2. Impulsmethode

4.2.1. Impulsmessungen

Die Impulsmessungen an den verwendeten Brennstoffzerstäubern wurden am Engler-Bunte-Institut, Bereich Feuerungstechnik, durchgeführt. Die Versuche wurden mit Luft und Wasser ausgeführt und anschließend durch theoretische Rechnungen interpretiert. Dazu wurde angenommen, daß zwischen flüssiger und gasförmiger Phase ein vollkommener Impuls- und Temperaturengleich stattfindet. Es zeigte sich, daß die Übereinstimmung zwischen Messung und Rechnung mit zunehmender Wassermenge besser wurde. Für den Bereich geringer Wasserzugabe konnte theoretisch ein Korrekturterm gefunden werden, der auch hier eine Übereinstimmung zwischen Messung und Rechnung erbrachte. Durch Einsetzen der Stoffwerte von Erdgas und Öl in

die Formeln war somit eine Möglichkeit zur Berechnung der Brennerimpulse gegeben. Dieser einfache Übergang ist möglich, weil die Flamme selber keinen merklichen Rückstoß erzeugt und somit keinen Einfluß auf den Brennerimpuls hat.

Die Formeln wurden für den einphasigen Fall, das heißt, ausschließliche Gasbefeuerung sowie für die Zweiphasen-Düsenausströmung erstellt. Des weiteren muß die Ausströmgeschwindigkeit des Brennstoffstromes beachtet werden. Hier müssen eine unterkritische Düsenausströmung, bei der der Druck p_D am Düsenaustritt gleich dem Umgebungsdruck p_U ist, und eine kritische Düsenausströmung, bei der p_D größer p_U ist, unterschieden werden. Der kritische Fall tritt bei einem höheren Brennstoffdurchsatz auf, wurde jedoch bei der untersuchten Querbrennerwanne nicht erreicht. Alle Impulse lassen sich also entsprechend nach der Formel für die unterkritische Zweiphasen-Düsenausströmung berechnen:

$$I = \dot{M}_G (1 + \mu) v_S \tag{11}$$

Darin sind μ das Massenstromverhältnis des Zweiphasengemisches

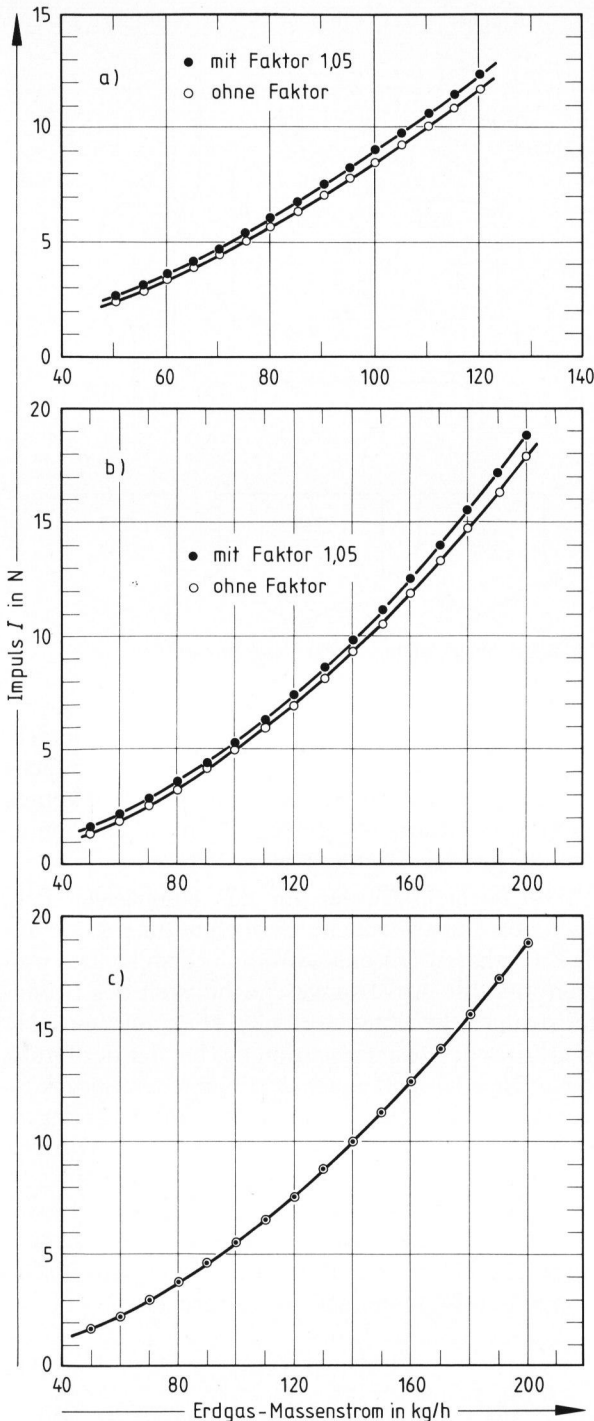
$$\mu = \dot{M}_F / \dot{M}_G \tag{12}$$

und v_S die Ausströmgeschwindigkeit

$$v_S = \frac{\dot{M}_G}{\rho_G A_D} \tag{13}$$

mit

$$\rho_G = \frac{p_U}{R_G T} \tag{14}$$



Bilder 3a bis c. Brennerimpuls als Funktion der Brennstoffbeaufschlagung; a) Düsendurchmesser 12 mm, Zusatz 101 Öl/h; b) Düsendurchmesser 16 mm, Zusatz 101 Öl/h; c) Düsendurchmesser 16 mm, Zusatz 201 Öl/h.

Es sind $A_D = (\pi/4) D^2$ der Düsenaustrittsquerschnitt, p_U der Umgebungsdruck vor der Düse, $R_G = 446,3 \text{ N m}/(\text{kg K})$ die Gaskonstante für Erdgas und

$$T = T_0 f [(1 + 2/f)^{1/2} - 1]. \quad (15)$$

T_0 ist die gemittelte Vorwärmtemperatur für Gas und Flüssigkeit,

$$T_0 = T_{0G} \frac{1}{1 + \gamma \mu} + T_{0F} \frac{\mu}{1 + \gamma \mu}; \quad (16)$$

f bezeichnet den Korrekturfaktor für die Flüsskeitszugabe

$$f = \frac{1 + \gamma \mu}{1 + \mu} \frac{x}{x - 1} - \frac{1}{R_G T_{0G}} \frac{p_U A_D^2}{\dot{M}_G} \quad (17)$$

mit $x = 1,3$ für Erdgas, T_{0G} und T_{0F} die Vorwärmtemperaturen für Gas und Flüssigkeit und $\gamma = C_{pF}/C_{pG}$ das Verhältnis der spezifischen Wärmen. Es zeigt sich, daß zur Impulsberechnung lediglich die Betriebsmeßdaten Brennstoffmenge \dot{M}_G und \dot{M}_F , der Düsendurchmesser D , der Umgebungsdruck p_U vor der Düse sowie die Vorwärmtemperaturen T_{0G} und T_{0F} benötigt werden. Damit erhält man in Gleichung (10) den Brennstoffimpuls I_B .

An dem untersuchten Aggregat wurden Zerstäuber mit einem Düsendurchmesser von 12 und 16 mm eingesetzt. Die Impulse als Funktion der Brennstoffmengen wurden in den Bildern 3a bis c berechnet [4].

Der Gesamtimpuls setzt sich additiv aus dem Brennstoffimpuls und dem Frischluftimpuls zusammen. Der Frischluftimpuls kann auf einfache Weise nach Gleichung (18) bestimmt werden:

$$I = \rho_L \dot{V}^2 / F_b. \quad (18)$$

Darin sind ρ_L die Dichte, \dot{V} der Luftvolumenstrom und F_b die freie Fläche des Brennermaules.

4.2.2. Messungen der Druckverteilung im Oberofen

Um die Druckdifferenzen Δp in Gleichung (10) zu bestimmen, wurde an den beschriebenen Öffnungen am Brennerhals die Druckdifferenz gegenüber dem Atmosphärendruck aufgenommen. Die Messung wird in Wandnähe durchgeführt, so daß man den statischen Druck im Brennerhals erhält. Eine direkte Aufnahme der Druckdifferenzen zwischen zwei Brennern war nicht möglich, weil die Drücke zeitlich gegeneinander zu instabil waren. Die zeitliche Schwankung des Drucksignals wurde in erster Linie von der Ofenraumdruckregelung verursacht, so daß sich hieraus die Notwendigkeit ergab, das Signal zu dämpfen. Dies wurde zunächst mit Ausgleichsgefäßen und Kapillarrohren versucht. An jede Zuleitung zum Druckmeßgerät wurde ein Ausgleichsgefäß angeschlossen. Zwischen Ausgleichsgefäß und Meßstelle wurde das Kapillarrohr eingebaut. Da bei etwaigen Druckstößen das Ausgleichsgefäß durch das Kapillarrohr nur langsam gefüllt werden kann, werden so die Druckspitzen abgefangen, und letztlich wird ein zeitlicher Mittelwert vom Druckmeßgerät abgenommen. Diese Art der Dämpfung bewährte sich jedoch nicht, da Probleme durch schlechtere Reproduzierbarkeit wegen thermischer Instabilität

auftraten. Auch ist bei einem solchen System die Bestimmung der Zeitkonstanten schwierig. Es wurde daher zur Dämpfung des elektrischen Meßsignals mit einem RC-Glied mit einem Widerstand von 20,5 k Ω und einer Kapazität von $C = 500 \mu\text{F}$ übergegangen. Die Zeitkonstante des Dämpfungsgliedes betrug demnach etwa 10 s. Die genannte Kombination stellte sich bei Versuchen mit mehreren RC-Kombinationen als die günstigste heraus.

Eine Schwierigkeit bei der Auswertung der Druckmessungen ist die Druckverteilung über die Ofenbreite. Die beste Näherung, die mit den vorhandenen Meßwerten möglich ist, besteht in einer linearen Druckentwicklung über die Ofenbreite. Die Berechnung der druckbedingten Austauschströme kann dann wie folgt vorgenommen werden: Nach Gleichung (9) wird durch den Druckgradienten zwischen Brenner i und $i+1$ ein Massestrom $\Delta\dot{M}_p$ verursacht. Die Druckdifferenz Δp ändert sich in Richtung des Abgasstroms. Nimmt man eine lineare Änderung von Δp über die Ofenbreite an, so ist:

$$\Delta p = \Delta p_0 + a x \text{ mit } a = (\Delta p_1 - \Delta p_0)/b. \quad (19)$$

Darin sind $b = 4,0 \text{ m}$ die Wannbreite, Δp_0 die Druckdifferenz zwischen i und $i+1$ luftseitig und Δp_1 die Druckdifferenz abgasseitig. Die Fläche F_0 in Gleichung (9) wird von der Höhe $h = 0,5 \text{ m}$ und der x -Koordinate, über die zur Bestimmung des Austauschstroms integriert werden muß, aufgespannt. Es wird somit

$$\begin{aligned} \Delta\dot{M}^p &= h \varrho_A^{1/2} \int_0^b (\Delta p_0 + a x)^{1/2} dx \\ &= \frac{2 h \varrho_A^{1/2}}{3 a} [(\Delta p_0 + a b)^{3/2} - \Delta p_0^{3/2}] \quad (20) \\ &= \frac{4,6 \varrho_A^{1/2}}{3 (\Delta p_1 - \Delta p_0)} [\Delta p_1^{3/2} - \Delta p_0^{3/2}]. \end{aligned}$$

Für den Fall konstanter Druckdifferenz Δp über die Ofenbreite ist Gleichung (20) wegen $a = 0$ zwar unbestimmt, kann aber über eine Grenzwertbetrachtung in Gleichung (9) überführt werden. Wenn in der Gleichung für den druckbedingten Austauschstrom negative Drücke auftreten, so führt das zu einem negativen Vorzeichen unter der Wurzel. Um dieses Problem zu umgehen, kann man folgendermaßen vorgehen. Es muß sein:

$$\Delta\dot{M}_{i,i+1}^p = - \Delta\dot{M}_{i+1,i}^p. \quad (21)$$

Mit

$$\Delta p_{i,i+1} = - \Delta p_{i+1,i} \quad (22)$$

folgt, daß man in jedem Fall ein positives Vorzeichen unter der Wurzel erhalten kann. Wird der Verlauf

der Druckdifferenz linear über die Ofenbreite angenommen, so läßt sich das Problem zerlegen in zwei Austauschströme, für die der Wurzelausdruck jeweils positiv gewählt werden kann. Insgesamt ergibt sich für den Fall, daß beispielsweise Δp_0 größer als 0 ist und Δp_1 kleiner als 0, für den Austauschstrom Gleichung (23).

$$\Delta\dot{M}^p = \frac{4,6 \varrho_A^{1/2}}{3} (\Delta p_0^{1/2} - (-\Delta p_1)^{1/2}). \quad (23)$$

4.2.3. Vergleich der gerechneten und gemessenen Austauschströme

In Tabelle 2 sind vier Messungen, in denen simultan Helium-Tracermessungen und Druckmessungen an dem beschriebenen Aggregat durchgeführt wurden, als Beispiele aufgeführt. Aus den Meßergebnissen wurden die Austauschströme $\Delta\dot{M}_{i,i+1}$ für die Brenner Nr. 2 und 1 bzw. 2 und 3 bestimmt. Die Luftvolumenströme wurden über die Verbrennungsrechnung und unter Berücksichtigung des Queraustausches ermittelt. Die druckbedingten bzw. impulsbedingten Austauschströme $\Delta\dot{M}^p$ und $\Delta\dot{M}^i$ wurden gemäß Gleichung (10) bestimmt. Die Dichte ϱ_A wird darin als Mittelwert über die Ofenbreite und zwischen zwei Brennern aus den Temperaturen berechnet zu $\varrho_{A1,2} = 0,223 \text{ kg/m}^3$ und $\varrho_{A2,3} = 0,215 \text{ kg/m}^3$. Die Austauschströme aus der Impfmessung wurden mit der Gleichung

$$\Delta\dot{M}_{i,i+1} = 1,3 (\dot{V}_i a_{i,i+1} - \dot{V}_{i+1} a_{i+1,i}) \quad (24)$$

bestimmt. Dabei sind \dot{V}_i und \dot{V}_{i+1} die feuchten Abgasvolumenströme, die sich aus der Beaufschlagung der jeweiligen Brenner berechnen, und $a_{i,i+1}$ bzw. $a_{i+1,i}$ die Queraustauschkoeffizienten der betreffenden Brenner.

In Bild 4 ist der Zusammenhang zwischen den nach Gleichung (10) berechneten und den durch die Impfmessung ermittelten Austauschströmen grafisch dargestellt. Das Bild zeigt im Bereich der positiven Abszisse einen stark streuenden linearen Zusammenhang. Hiervon abweichend liegen die vier mit (+) bezeichneten Meßwerte im negativen Bereich. Der negative Wert der nach Gleichung (10) berechneten Austauschströme wird durch starke negative Druckdifferenzen verursacht, die zu einem druckbedingten Austauschstrom von Brenner Nr. 1 in Richtung Brenner Nr. 2 führen. Dies widerspricht den bei der Helium-Impfmessung gemachten Erfahrungen.

Die nach Gleichung (10) berechneten Austauschströme sind insgesamt stark druckabhängig, wobei druckbedingte und impulsbedingte Austauschströme zum Teil in der gleichen Größenordnung liegen und gegeneinander wirken. Dadurch kommt der Druckmessung ein besonderes Gewicht zu. Der Meßort für die Druckmessung ist jedoch nicht unkritisch. Abgasseitig ergibt sich beim Übergang vom Oberofen in die

Tabelle 2. Austauschströme

Messung	Austauschströme in kg/s					
	gerechnete Werte			gemessene Werte aus der Helium-Impfmessung		
	$\Delta\dot{M}^p$	$\Delta\dot{M}^l$	$\Delta\dot{M}^t$	$\Delta\dot{M}_{ji}$	$\Delta\dot{M}_{ji}$	$\Delta\dot{M}_{He}$
Austausch zwischen Brenner Nr. 1 und Brenner Nr. 2						
1	-1,2	0,5	-0,7	0,08	0,14	0,07
	-1,09	-	-0,59	-	-	-
2	-0,68	0,56	-0,12	0,05	0,24	0,20
	-0,53	-	-0,03	-	-	-
3	0,36	0,52	0,88	0,07	0,20	0,13
4	0,14	0,52	0,66	0,03	0,23	0,20
Austausch zwischen Brenner Nr. 2 und Brenner Nr. 3						
1	0,65	0,46	1,11	0,08	0,29	0,21
	0,36	-	0,82	-	-	-
2	-0,08	0,51	0,43	0,20	0,21	0,01
	-0,23	-	0,28	-	-	-
3	0,94	0,42	1,36	0,06	0,40	0,34
4	0,25	0,36	0,61	0,26	0,21	-0,05

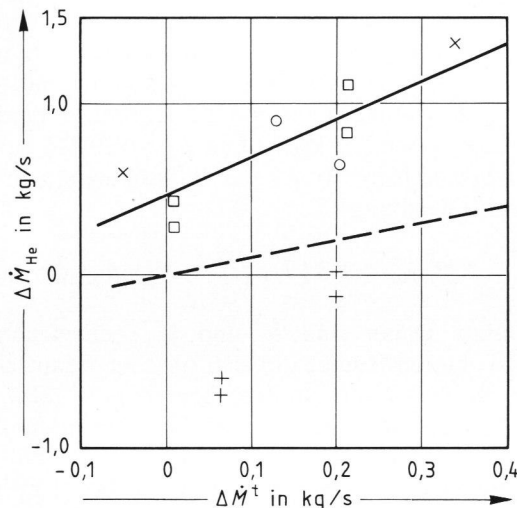


Bild 4. Vergleich der Austauschströme, die aus der Impfmessung ($\Delta\dot{M}_{He}$) ermittelt und aus der Druckverteilung und dem Brennerimpuls ($\Delta\dot{M}^t$ nach Gleichung (10)) berechnet wurden. Die Werte sind der Tabelle 2 entnommen. Die durchgezogene Gerade ist die Ausgleichsgerade aller Punkte (außer +). Die gestrichelte Gerade zeigt den erwarteten Zusammenhang.

Brennerhäse eine Verengung des Strömungsquerschnitts, so daß sich die Strömung am Meßort möglicherweise noch nicht wieder beruhigt hat. Des weiteren geht ein sich ausbildendes Strömungsprofil nicht in die Rechnung ein. Diese Einschränkungen sind schwer auszuräumen. Da der Druck im Ofenraum gesucht ist, wäre es sinnvoll, vom Gewölbe aus die Messung vorzunehmen. Die hierfür notwendigen baulichen Maßnahmen würden jedoch einen un gerechtfertigt hohen Aufwand bedeuten. Zu den rein meßtechnischen Einschränkungen kommt noch die stark vereinfachende Annahme eines linearen Druckverlaufs zwischen den Meßpunkten.

Läßt man die vier Meßpunkte (+) außer acht, so ergibt sich eine Ausgleichsgerade mit der Steigung von 2,2, während eine Gerade mit der Steigung 1 zu erwarten gewesen wäre. In Bild 4 sind die Ausgleichsgerade sowie die erwartete Gerade (gestrichelte Linie) eingetragen.

4.3. Druckdifferenz Kammerkopf/Kammerfuß

Als Möglichkeit für die Ausnutzung vorhandener Ofenbauteile als Meßstrecke bot sich an dem untersuchten Aggregat eine Differenzdruckmessung zwischen Kammerkopf und Kammerfuß an. Bei dieser Messung wurden die Drücke im Kammerfuß mit Hilfe langer Keramikrohre durch die Schaulöcher aufgenommen. Die anderen Meßorte waren die beschriebenen Öffnungen im Brennerhals.

Um eine geschlossene Betrachtung der abgas- und luftseitigen Volumenströme zu ermöglichen, wurden die Frischluftvolumenströme aus den bei der Helium-Impfmessung ermittelten Abgasvolumenströmen und der Sauerstoffkonzentration im Abgas zurückgerechnet. Bei der Übertragung auf die Frischluftseite wurde der Queraustausch mitberücksichtigt. Die so bestimmten Frischluftvolumenströme liegen bis zu 30 % über den von der Meßwarte angegebenen Werten.

Bei der Berechnung der Frischluftvolumenströme bleiben die Gemengegase unberücksichtigt. Damit lassen sich die Abweichungen zwischen den rückgerechneten Luftvolumenströmen und den Angaben der Meßwarte jedoch nicht erklären. Vielmehr zeigt sich in den Abweichungen zum einen die Unsicherheit der zur Bestimmung der Luftvolumenströme benutzten Blendenmeßtechnik. Zum anderen muß berücksichtigt werden, daß die Angaben der Meß-

warte an den Luftzuleitungen vor dem Wechsel, der häufig Undichtigkeiten aufweist, aufgenommen werden, während die über die Verbrennungsrechnung bestimmten Luftvolumenströme die Ströme im Ofen anzeigen. Die Differenz zwischen den beiden Meßwerten läßt sich so auch mit den Falschluffströmen erklären, die im rückgerechneten Luftvolumenstrom mitenthalten sind. Dem entspricht auch eine stärkere Abweichung im Bereich des Brenners Nr. 1, wo durch das Doghouse sicher weitere Undichtigkeiten gegeben sind.

Da bei dieser Messung die Kammer gewissermaßen als Blende eingesetzt wird, liegt es nahe, die Zusammenhänge analog zu einer Blende nach Gleichung (25) zu beschreiben.

$$v_B = \text{konst.} (\Delta p / \rho)^{1/2} \quad (25)$$

mit v_B : Geschwindigkeit, Δp : Differenzdruck, ρ : Dichte der Gase. Für ρ wurde ein Mittelwert eingesetzt, der über die Temperaturen im Kammerkopf und im Kammerfuß berechnet wurde (Abschnitt 4.2.3.). Das Ergebnis der Differenzdruckmessung zeigt Bild 5. Ein verwertbarer Zusammenhang zwischen Abgas- bzw. Luftgeschwindigkeiten und Differenzdruck Δp läßt sich nicht erkennen.

4.4. Staurohrmessung

Eine weitere Möglichkeit, Strömungsgeschwindigkeiten und damit auch Volumenströme zu messen, bietet das Prandtl'sche Staurohr. In Anlehnung an dieses Prinzip wurde eine einfache Versuchsanordnung für die Staudruckmessung erstellt. Diese Anordnung ist in Bild 6 dargestellt.

Als Staurohr wurde ein einseitig geschlossenes Tonerderohr verwendet, in das etwa 3 cm über dem geschlossenen Ende seitlich ein Schlitz gesägt wurde. Der Öffnungswinkel betrug etwa 100°. Dieses Rohr wurde von oben in den Brennerhals eingeführt und mit der Öffnung entgegen dem jeweiligen Volumenstrom ausgerichtet. Zur Beschreibung der Druckverhältnisse dieser Anordnung benutzt man die Bernoullische Gleichung

$$p_v + \frac{\rho}{2} v_v^2 = p_s + \frac{\rho}{2} v_s^2 = p_0 = \text{konst.} \quad (26)$$

Darin steht der Index v für die Strömung im Brennerhals, der Index s für das Staurohr. Da im Staurohr die Geschwindigkeit 0 ist, wird $v_s = 0$, das heißt, p_s ist gleich dem Gesamtdruck p_0 . Der Druck p_v ist der statische Druck im Brennerhals. Dieser wird über die seitlich an den Brennerhälsen installierten Meßdosen gemessen. Auf diese Weise kann man über den Differenzdruck $p_s - p_w = \Delta p$ die Strömungsgeschwindigkeit v_v im Brennerhals messen:

$$v_v = (2 \Delta p / \rho)^{1/2} \quad (27)$$

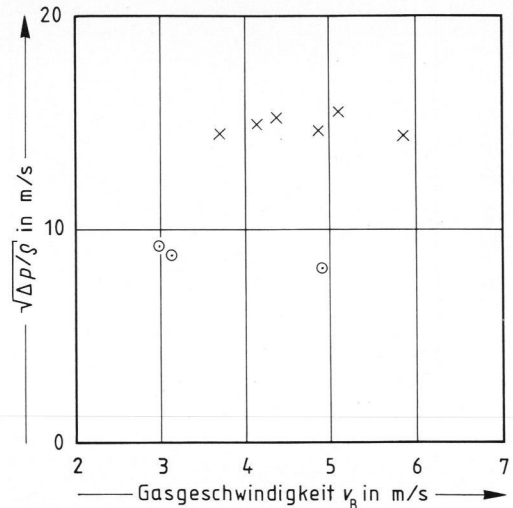


Bild 5. Differenzdruck Δp zwischen Kammerkopf und Kammerfuß in Abhängigkeit der Gasgeschwindigkeiten im Brennerhals. x = mit Abgas gemessene Werte; o = mit Frischluft gemessene Werte.

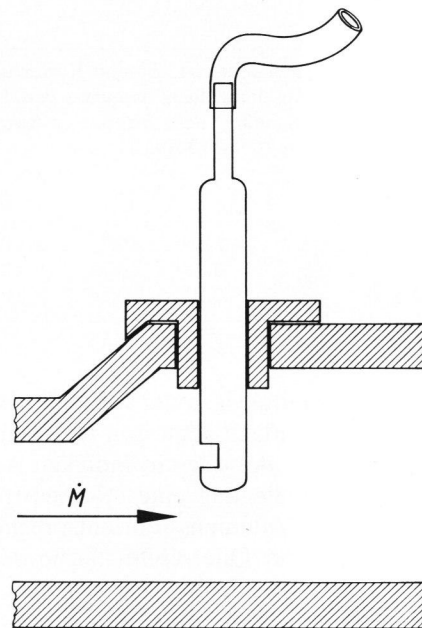


Bild 6. Meßanordnung für die Staurohrmessung.

Trägt man die aus der Impfmessung berechneten Strömungsgeschwindigkeiten gegen den Ausdruck auf der rechten Seite von Gleichung (27) auf, so erhält man den in Bild 7 gezeigten Verlauf. Dabei zeigt sich, daß die Steigung der Ausgleichsgeraden von 1 abweicht. Für den in Bild 7 gezeigten Zusammenhang wurde die lineare Regression berechnet. Dazu wurde die Regressionsgerade nach der Methode der kleinsten Fehlerquadrate ermittelt. Die Rechnung wurde für Luft und Abgas getrennt sowie für beides zusammen durchgeführt. Dabei ergaben sich die in Tabelle 3 dargestellten Regressions- und Korrelationskoeffizienten.

Die Abweichung der Steigung von 1 kann auf das sich ausbildende Strömungsprofil zurückgeführt wer-

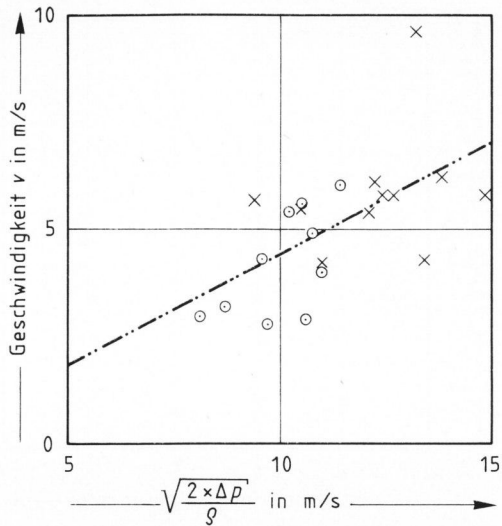


Bild 7. Zusammenhang zwischen den Gasgeschwindigkeiten im Brennerhals und der Differenz zwischen statischem Druck und Staudruck nach der Meßanordnung in Bild 6. \times = mit Abgas gemessene Werte; \circ = mit Luft gemessene Werte.

Tabelle 3. Lineare Regressions- (A , B) und Korrelationskoeffizienten (R) für den Zusammenhang zwischen den Luft- bzw. Abgasgeschwindigkeiten und der Größe $(2 \Delta p / \rho)^{1/2}$ nach $v = A + B (2 \Delta p / \rho)^{1/2}$

	A	B	R
Luft	- 2,8	0,7	0,62
Abgas	3,1	0,22	0,24
Luft und Abgas	- 0,84	0,53	0,6

den. Die Geschwindigkeit in der Mitte des Brennerhalses, die ja letztendlich gemessen wird, muß nicht zwangsläufig gleich der Geschwindigkeit sein, die sich unter Zugrundelegung eines Kolbenstroms als Quotient aus dem Volumenstrom entsprechend der Impfmessung und der Querschnittsfläche des Brennerhalses ergibt.

Auffällig sind auch die unterschiedlichen Ergebnisse für Luft und Abgas im Hinblick auf die Korrelation und den Verlauf der Ausgleichsgeraden. Dies ist möglicherweise darauf zurückzuführen, daß sich der Brennerhalsquerschnitt für die Luft im Meßpunkt verengt, während er sich für das Abgas erweitert.

4.5. Einfluß der Teilschieberstellung

Die Luft- und Abgasvolumenströme lassen sich durch die Teilschieber beeinflussen. Dieser Einfluß sollte bei der Druck- sowie bei der Impfmessung in mehreren Messungen überprüft werden. Es stellte sich jedoch heraus, daß ein Effekt im Rahmen der gegebenen Meßgenauigkeit nicht beobachtbar war.

Eine Abschätzung der Druckverhältnisse an den Teilschiebern nach der Bernoulli-Gleichung stützt diese Beobachtung. An den Teilschiebern beträgt die

Kanalweite $0,84 \text{ m}^2$. Bei dem genannten Versuch wurde die freie Fläche mit dem Teilschieber von $0,525$ auf $0,595 \text{ m}^2$ erhöht. Bei einem Abgasvolumenstrom von $2500 \text{ m}^3/\text{h}$ bei $600 \text{ }^\circ\text{C}$ ergibt sich nach

$$\Delta p_1 - \Delta p_2 = \frac{\rho}{2} v_1^2 ((F_1/F_2)^2 - (F_1/F_2')^2) \quad (28)$$

ein Differenzdruck am Teilschieber von $0,8 \text{ Pa}$, das sind $0,008 \text{ mbar}$. Dieser Wert entspricht aber dem Meßfehler in der Druckmessung.

5. Zusammenfassung

Bei Querbrennerwannen mit Sektionalkammern besteht die Möglichkeit, das Temperaturprofil über die Wannnlängsachse durch die Teilschieberstellung zu beeinflussen. Um hier gezielt eingreifen zu können, ist eine genaue Kenntnis der Wege der Abgase im Oberofen und ihrer Verteilung auf die abziehenden Brenner nötig.

Ein bekanntes Verfahren zur Messung des Abgasqueraustausches im Oberofen ist die Helium-Impfmessung. Hiermit wurde parallel zu anderen Messungen der Abgasqueraustausch bestimmt. Die Helium-Impfmessungen ergaben, daß die Queraustauschmatrix relativ unempfindlich gegenüber kleineren Veränderungen der Brennerbeaufschlagung ist, d. h., wenn einmal durch eine Impfmessung die Queraustauschmatrix bestimmt ist, lassen sich hieraus die Abgasvolumenströme in den einzelnen Kammern aus den Brennstoff- und Verbrennungsluftmengen relativ gut berechnen. Diese Messung muß jedoch in gewissen Zeitabständen wiederholt werden, um Veränderungen am Aggregat, wie beispielsweise zunehmende Verstopfung einzelner Kammern, Rechnung zu tragen.

Bei der Durchführung der Messungen zeigten sich auch Nachteile des Impfverfahrens. Die ohnehin sehr niedrigen Heliumkonzentrationen werden durch einen starken Heliumschlupf noch weiter verringert. Gleichzeitig wird mit dem Erdgas Helium zugeführt, das einen Untergrund erzeugt, der die gleiche Größenordnung wie die Konzentrationen des Impf-Heliums erreichen kann. Mit zunehmender Brenneranzahl führt dies zu einer immer stärkeren Fehlerhaftigkeit der Queraustauschmatrix. Es bleibt zu untersuchen, ob der Einsatz von Neon oder Argon für die Impfmessung Vorteile bringen würde.

Zwischen dem Brennerimpuls und den Betriebsdaten wurde ein empirischer Zusammenhang hergestellt. Die Abhängigkeit zwischen den mit der Helium-Impfmessung gemessenen Austauschströmen und den Austauschströmen, die aus der Druckverteilung im Oberofen und den Brennerimpulsen ermittelt wurden, wurde untersucht. Der Zusammenhang konnte nicht vollständig geklärt werden.

Die Regenerativkammern wurden als Meßblende benutzt. Zwischen dem Differenzdruck zwischen

Kammerkopf und Kammerfuß und den Abgas- bzw. Frischluftgeschwindigkeiten im Brennerhals wurde kein verwertbarer Zusammenhang gefunden.

Mit dem Prinzip des Prandtl'schen Staurohrs wurde der Zusammenhang zwischen Staudruck und Strömungsgeschwindigkeiten untersucht. Eine Abhängigkeit konnte auch mit einer einfachen Meßanordnung gefunden werden. Für ein Betriebsmeßverfahren ist diese Messung zu ungenau.

Das Ziel, ein Betriebsmeßverfahren zu entwickeln, scheiterte in erster Linie an der unzureichenden Genauigkeit der derzeit verfügbaren Druckmeßtechnik. Möglicherweise bringen hier künftige Entwicklungen einen Fortschritt. Auch die Kompliziertheit der Strömungen im Oberofen und in den Kammern

beeinträchtigt eine genaue Erfassung des Abgasqueraustausches ohne den Einsatz der Helium-Impfmessung.

Es konnte keine direkte Auswirkung einer Veränderung der Teilschieberstellung auf den Druck oder die Heliumkonzentration im Abgas gemessen werden. Nach mehreren Stunden zeigte sich jedoch eine Veränderung der Temperatur im Kammerfuß.

An dieser Stelle sei dem Betreiber der untersuchten Glasschmelzwanne Dank gesagt für die Bereitstellung des Aggregats und die freundliche Unterstützung bei der Durchführung der Messungen.

6. Literatur

- [1] Trier, W.; Staatsmann, H.: Verweilzeitverhalten der Brenngase im Oberofen von Glasschmelzwanne. Glastech. Ber. **41** (1968) Nr. 12, S. 537–552.
- [2] Günther, R.: Verbrennung und Feuerungen. Berlin, Heidelberg, New York: Springer 1974. [Ref. Glastech. Ber. **48** (1975) Nr. 8, 75R1324.]
- [3] Trier, W., Frankfurt (Main): Pers. Mitt. 1984.
- [4] Hoffmann, H.: Entwicklung eines Betriebsmeßverfahrens zur Bestimmung des Abgasqueraustausches in Glasschmelzwanne. Ber. z. gleichnamigen AIF-Forschungsvorhaben. Engler-Bunte-Inst., Ber. Feuerungstechnik, Karlsruhe, 1984.

86R0307