



**Die Glasstruktur von Hüttensanden und ihr Einfluss  
auf baustoffrelevante Eigenschaften**

Dr.-Ing. A. Ehrenberg, Dr.-Ing. V. Feldrappe (FEhS – Institut für Baustoff-Forschung e. V.)  
Prof. Dr. H. Roggendorf, M. Dathe (Martin-Luther-Universität Halle-Wittenberg)

Inhalt	Seite
Die Glasstruktur von Hüttensanden und ihr Einfluss auf baustoffrelevante Eigenschaften  A. Ehrenberg, V. Feldrappe, H. Roggendorf, M. Dathe	1
Bezugsgröße für den Verdichtungsgrad von Schichten ohne Bindemittel  D. Demond, Th. Merkel, S. Haas, H.-J. Ritter	10
Entwicklung von Anwendungsregeln für Hüttensandmehl als Betonzusatzstoff  V. Feldrappe, A. Ehrenberg	14
Ein Verfahren zur trockenen Erstarrung schmelzflüssiger Hochofenschlacke mit dem Ziel der Wärmerückgewinnung  A. Ehrenberg, D. Mudersbach A. Werner, V. Danov	19
Eisenhüttenschlacken im Jahr 2014 – Erhebungen zu Produktion und Nutzung  Th. Merkel	24

**Hintergrund**

Der Hintergrund des nachfolgend beschriebenen Forschungsvorhabens liegt in verschiedenen Fragestellungen bei der Mahlung und der Anwendung von Hüttensand, die vermutlich von seiner Glasstruktur abhängen und bisher nicht zufriedenstellend beantwortet werden konnten. Insgesamt ist es bemerkenswert, wie wenig bisher die Erfahrungen aus der "klassischen" Glaskunde auf das Hüttensandglas übertragen wurden, auch wenn bestimmte Ansätze (z. B. die Glasnetzwerkhypothese) immer wieder herangezogen werden. Dabei muss die Glasstruktur des Hüttensandes, wie die anderer Gläser auch [16, 17], außer von der chemischen Zusammensetzung der Hochofenschlacke auch von seiner thermischen Vorgeschichte, also der Temperatur der flüssigen Schlacke vor der Granulation, sowie den Granulationsbedingungen abhängen [1-4].

Unabhängig vom Mühlentyp ist der Zerkleinerungsprozess für Hüttensand im Vergleich zu anderen Zementbestandteilen energie- und damit kostenintensiver [5-12]. Bisher ist es aber nicht gelungen, systematische Beziehungen zwischen der Mahlbarkeit verschiedener Hüttensande und ihren charakteristischen Eigenschaften zu finden. Ein früheres AiF-Vorhaben des

FEhS-Instituts, in dem verschiedene industriell erzeugte Hüttensande untersucht wurden [13], ergab unter anderem, dass eine höhere Korngesamtporosität nur im Anfangsstadium der Mahlung den Energiebedarf senkt. Untypisch niedrige Glasgehalte < 80 Vol.-% sind mahltechnisch ebenfalls vorteilhaft, allerdings bekanntermaßen nachteilig für die Reaktivität. Es ist jedoch auch bekannt, dass sich Hüttensande sehr unterschiedlich mahlen lassen, auch wenn ihr Glasgehalt vergleichbar hoch (> 90 Vol.-%) ist. Als problematisch hatte sich seinerzeit erwiesen, dass nur industriell erzeugte Hüttensande untersucht worden waren, von denen zwar die chemische Zusammensetzung analysiert wurde, aber deren thermische Vorgeschichte unbekannt war. Die Glasstruktur war nicht Gegenstand der Untersuchungen. Der Parameter Hüttensand-"Härte" wurde in der Literatur bisher nicht eingehend beschrieben. Aus der Glas-technologie ist prinzipiell bekannt, dass sowohl die chemische Zusammensetzung als auch die Abkühlbedingungen die Glasstruktur und damit auch Härte eines Glases maßgeblich beeinflussen [14-17].

Die zementtechnischen Eigenschaften sind insbesondere bei den Hochofenzementen (Hüttensandgehalt  $\geq 36$  M.-%) signifikant von der Leistungsfähigkeit des Hüttensands abhängig [18-20]. Diese ist Grundvoraus-

setzung für eine breite Akzeptanz der heutigen hüttensandhaltigen Zemente in der Bauindustrie für nahezu alle Anwendungsbereiche. Die Leistungsfähigkeit eines beliebigen Hüttensands lässt sich nicht allein auf Basis der chemischen Zusammensetzung und des Glasgehalts bewerten. Viele Ansätze wurden hierzu unternommen.

Der Erfolg war stets nur begrenzt. Auch hierbei ist ursächlich, dass sich eine Vielzahl von Parametern überlagert, die Einfluss auf die Struktur des Hüttensandglases und damit dessen baustoffrelevante Eigenschaften nehmen [19].

Um den verschiedenen Fragestellungen in einem gemeinsamen Ansatz nachzugehen konzipierte das FEhS-Institut gemeinsam mit der Martin-Luther-Universität Halle-Wittenberg, Institut für Physik, Fachgruppe Anorganisch-nichtmetallische Materialien, ein Forschungsvorhaben, dass in den Jahren 2012-2014 mit Unterstützung der AiF durchgeführt wurde.

### Forschungsziel

Ziel des Forschungsvorhabens war es, die Einflüsse der chemischen Zusammensetzung der Hochofenschlacke und der verfahrenstechnischen Parameter bei der Hüttensandherstellung auf die sich beim Granulationsprozess ausbildende Hüttensandglasstruktur zu charakterisieren. Weiterhin sollte dem Einfluss dieser Glasstruktur auf die Mahlbarkeit und die Reaktivität der Hüttensande nachgegangen werden, um damit letztlich Optimierungsmöglichkeiten für betriebliche Granulationsanlagen aufzeigen zu können.

### Untersuchungsprogramm

Zur systematischen und effektiven Projektbearbeitung wurden mit Hilfe der statistischen Versuchsplanung 2 Versuchspläne erarbeitet, die die wesentlichen, die Hüttensandqualität beeinflussenden physikalischen und chemischen Parameter bei der Hüttensandherstellung berücksichtigten. Vorab

wurden 3 industrielle Basishüttensande eingehend charakterisiert, um die Spannweite der in Deutschland vertretenen Hüttensande abzudecken. Mit 2 von diesen Hüttensanden wurden im Schmelzlabor des FEhS-Instituts Laborhüttensande gemäß den Vorgaben der Versuchspläne hergestellt (Bild 1). An den Hüttensanden wurden Glasstrukturanalysen durchgeführt und es wurden Mahlbarkeit und Reaktivität im Sinne bindemitteltechnischer Leistungsfähigkeit bestimmt. Neben bekannten Standardverfahren kamen auch spezielle Korrosionsversuche, Thermoanalyse, NMR-Spektroskopie, 3D-Computertomographie (CT) oder Mikrohärtemessung nach Vickers zur Anwendung. In Ergänzung wurden industriell erzeugte Hüttensande in das Untersuchungsprogramm einbezogen, um u. a. im Rahmen von Mahlbarkeitsversuchen im Technikumsmaßstab an drei Industrierhüttensanden Kenndaten zur Mahlbarkeit und zum Verschleiß zu bestimmen und mit physikalischen Hüttensandkennwerten abzugleichen.

### Diskussion der Ergebnisse

Aufgrund der Vielzahl der erarbeiteten Forschungsergebnisse kann an dieser Stelle nur in kurzer Form zu einigen Schwerpunkten berichtet werden. Weitere Publikationen werden folgen.

#### – Charakterisierung der Hüttensande

In Tabelle 1 sind die wesentlichen Kennwerte der 3 industriellen Basishüttensande zusammengestellt. Mit HS A wurden die Laborhüttensande HS A1-A8 hergestellt, bei denen nur die Granulationsbedingungen, aber nicht die chemische Zusammensetzung



Bild 1: Laborgranulation von Hochofenschlacke

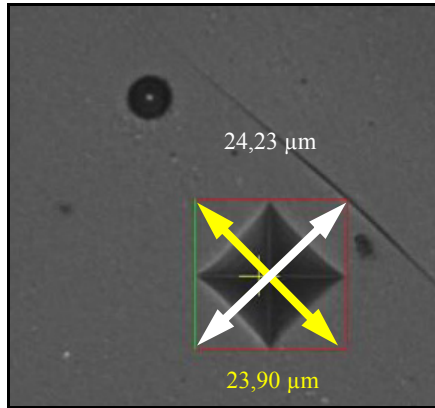
modifiziert wurden. Im Rahmen des statistischen Versuchsplans wurden die Schmelztemperatur zwischen 1450 °C und 1600 °C, die Granulations- und Beckenwassertemperaturen zwischen 10 °C und 40 °C sowie die Granulationswassermenge zwischen 15 l/min und 60 l/min variiert. Mit HS B wurden die Laborhüttensande HS B1-B25 unter konstanten Granulationsbedingungen, aber bei breiter Variation der chemischen Zusammensetzung erzeugt. Die Hüttensande HS B1-16 waren aufgrund des statistischen Grundversuchsplans notwendig, HS B17-25 aufgrund von dessen Erweiterung, um speziell dem nichtlinearen Einfluss des TiO<sub>2</sub> nachzugehen. Tabelle 2 zeigt die Kennwerte für eine Auswahl dieser Hüttensande. Natürlich wurden auch die physikalischen Eigenschaften aller Hüttensande ermittelt. Darüber hinaus wurden

	SiO <sub>2</sub>	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	CaO	MgO	TiO <sub>2</sub>	S	Na <sub>2</sub> O <sub>eq.</sub>	(C+M)/S	Glas
	M.-%							-	Vol.-%
HS A	36,0	12,6	43,5	6,9	0,47	0,88	0,47	1,40	100
HS B	40,2	11,5	33,7	9,4	0,48	0,72	1,24	1,07	99
HS C	37,4	10,0	38,7	10,3	0,80	1,16	0,67	1,31	100

Tabelle 1: Kennwerte der industriellen Basishüttensande HS A-C

	SiO <sub>2</sub>	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	CaO	MgO	TiO <sub>2</sub>	S	Na <sub>2</sub> O <sub>eq.</sub>	(C+M)/S	Glas
	M.-%							-	Vol.-%
HS B1	37,5	11,5	34,8	9,9	0,55	0,67	1,01	1,19	100
HS B5	36,6	14,3	34,2	10,1	0,57	0,60	1,03	1,21	100
HS B6	35,9	14,1	33,3	9,6	2,70	0,62	0,98	1,20	100
HS B8	33,1	14,5	31,9	13,9	2,97	0,61	0,90	1,38	100
HS B9	34,7	11,0	41,0	9,8	0,55	0,56	0,83	1,46	99
HS B15	31,3	15,1	37,3	13,4	0,75	0,53	0,67	1,62	100

Tabelle 2: Kennwerte einiger Laborhüttensande auf Basis des Hüttensands HS B



**Bild 2:** Vickershärteprüfung am Hüttensand HSD 257 (F = 0,2 kg), 623-663 HV<sub>0,2</sub>

auch die 12 Industrietüttensande HS I1-I10 charakterisiert, die für erweiterte Härteprüfungen in das Projekt einbezogen wurden.

– **Härte des Hüttensandglases**

Bei der Auswahl einer geeigneten Charakterisierungsmethode ist es naheliegend, sich der klassischen Härteprüfverfahren zu bedienen, wie sie z. B. in der Metall- und Keramikindustrie üblich sind. Dazu zählt das bekannte Vickersverfahren. Die Härte wird beim Vickers- und anderen Prüfverfahren als Widerstand gegen das Eindringen eines nicht verformbaren Körpers definiert. Beim Vickersverfahren dringt eine quadratische Diamantpyramide unter Last in eine Probenoberfläche ein. Aus dem Abdruck der Diagonalen kann die grundsätzlich lastabhängige Vickershärte HV<sub>F</sub> nach folgender Formel berechnet werden:

$$HV_F = F/A = (0,1891 \times F) / (d_1 \times d_2)$$

mit F in [N] und d in [mm]. In der Praxis entfällt der Hinweis auf die Einheit [N/mm<sup>2</sup>]. Um eine Anbindung an die früher übliche Einheit [kg/mm<sup>2</sup>] zu gewährleisten (mit F in [kg]), wurde der geometrisch zur

Eindruckflächenberechnung A notwendige Faktor  $2 \times \sin(136^\circ/2) = 1,854$  mit dem Faktor  $1/9,80665$  zu  $0,1891$  korrigiert. Die Einheiten [kg/mm<sup>2</sup>] und [N/mm<sup>2</sup>] werden also nicht einfach physikalisch korrekt umgerechnet. Das Vickersverfahren wurde vereinzelt bereits für verschiedene Gläser, jedoch nicht für Hüttensand, erfolgreich angewandt [23]. Generell gilt für die herkömmlichen Gläser, dass die Härtemessung nicht trivial ist, da sie von der Oberflächenbeschaffenheit, dem Spannungszustand, der Prüfkörperdimension u.v.a. Parametern abhängt.

Die Messungen im FEhS-Institut erfolgen im Regelfall bei einer Auflast von 0,1 kg an 30 Stellen von polierten Anschliffen in Harz eingebetteter Hüttensandkörner. **Bild 2** zeigt die Prüfeinrichtung und einen typischen Abdruck, ermittelt an einem mit 21 Vol.-% sehr porösen Industrietüttensand.

Im Rahmen des Projektes zeigte sich, dass die Härte der verschiedenen Laborhüttensande relativ ähnlich war, wohingegen die Unterschiede bei den Industrietüttensanden deutlich ausgeprägter waren (**Bild 3**, **Bild 4**). Allerdings konnte für beide Proben-

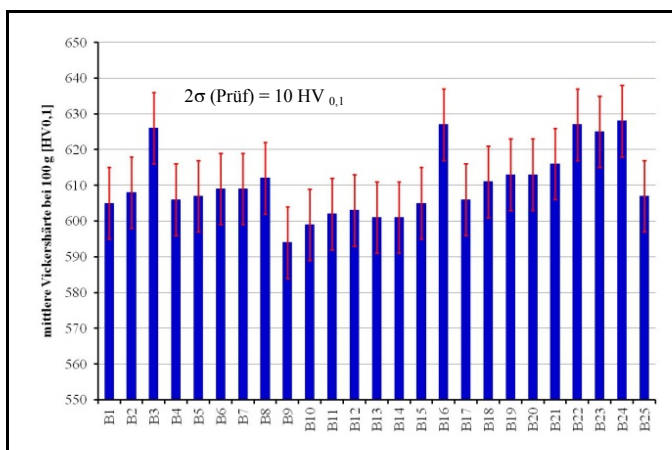
gruppen keine Korrelation zur Mahlbarkeit nach Zeisel gefunden werden. Die Annahme, die Härte des Hüttensands würde seine Mahlbarkeit wesentlich bestimmen, war offensichtlich zu kurz gegriffen. Dies zeigt auch die Tatsache, dass Quarzsand zwar eine Vickershärte von etwa 1050 HV<sub>0,1</sub> aufweist, sich aber im Zeiseltest signifikant leichter mahlen lässt als Hüttensand. Aus der keramischen Industrie ist bekannt, dass der Bruchwiderstand eine wichtige Kenngröße darstellt [24]. Eine Aufgabe für die Zukunft könnte daher sein, dass man es nicht wie bei der klassischen Vickersprüfung gezielt vermeidet, Risse zu bilden, sondern dass man sie gezielt erzeugt und mit ihrer Hilfe Spannungsintensitätsfaktoren K<sub>Ic</sub> für Hüttensandgläser ermittelt, die wiederum die Härte als einen Parameter enthalten [30].

Mahlbarkeitsversuche an Industrietüttensanden im Technikum der Loesche GmbH lassen die Annahme zu, dass es eine Korrelation zum Verschleiß der Mahlwerkzeuge gibt (**Bild 5**). Aufgrund der bisher jedoch variablen Versuchsbedingungen bei den Technikummahlungen bedarf es hier noch weitergehender Untersuchungen.

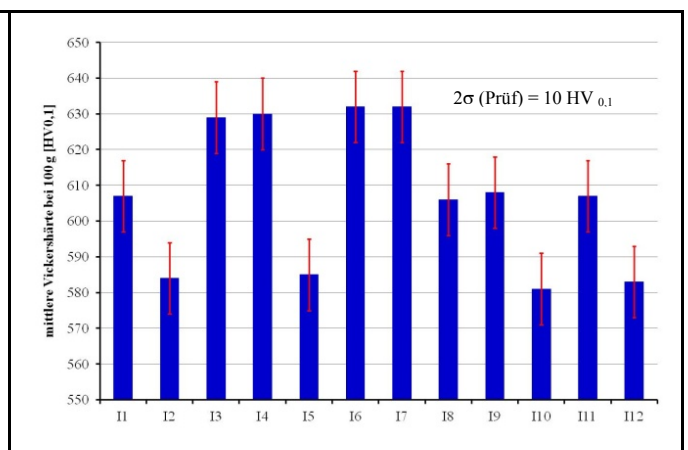
– **Porosität des Hüttensandglases**

Die aus Rein- und Rohdichten berechneten Gesamtporositäten betragen 1,6-13,0 Vol.-%. Die Industrietüttensande wiesen Werte von 3,0-17,5 Vol.-% auf. Die Laborhüttensande HS B1-B25 hingegen, die bei konstanten Granulationsbedingungen nur unter Variation der chemischen Zusammensetzung erzeugt wurden, hatten sehr ähnliche und meist extrem geringe Porositäten in Höhe von 0,6-7,1 Vol.-%.

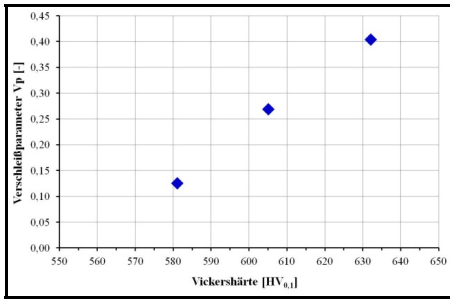
Die Temperaturen der flüssigen Schlacke und des Granulationswassers, aber auch



**Bild 3:** Vickershärte HV<sub>0,1</sub> der Laborhüttensande HS B1-B25 (Mittel: 610 HV<sub>0,1</sub>, σ = 10 HV<sub>0,1</sub>)



**Bild 4:** Vickershärte HV<sub>0,1</sub> der Industrietüttensande HS I1-I12 (Mittel: 607 HV<sub>0,1</sub>, σ = 20 HV<sub>0,1</sub>)



**Bild 5:** Hüttensandhärte und Verschleiß

das Wasser/Schlacke-Verhältnis bestimmten maßgeblich die Porosität der Hüttensande und damit das Entwässerungs- und Verfestigungsverhalten des ungemahlten Materials, wie die Untersuchungen an den Laborhüttensanden HS A1-A8 zeigten. **Bild 6** verdeutlicht beispielhaft den statistischen Zusammenhang zwischen Schlacken- und Granulationswassertemperatur auf die berechnete Gesamtporosität des Hüttensands bei konstanter Granulationswassermenge. Praktische Erfahrungen bestätigen den abgeleiteten Zusammenhang. Wenn also betrieblich eine geringe Kornporosität des Hüttensands angestrebt wird, so ist auf geringe Granulationswassertemperaturen und hohe Wasser/Schlacke-Verhältnisse zu achten.

Die aus den Dichten berechneten Porositäten stellen lediglich einen Summenwert dar. Von Interesse ist es daher, die Struktur eines Hüttensandkorns auch zu visualisieren. Dies ist mit herkömmlichen REM-Aufnahmen, auch an Anschliffen, nur sehr eingeschränkt möglich. Soweit bekannt existierten bisher keine 3D-CT-Aufnahmen von Hüttensandkörnern. Die Kornstrukturen der Sande HS A1 und HS A7 sowie der Basis- und einiger weiterer Industriebüttensande wurden daher mittels 3D-CT analysiert. Aus

der Durchstrahlung ergibt sich ein theoretisches 3D-Modell der Hüttensandkörner, in dem auch die Porengrößenverteilung ausgewiesen wird. Die Auflösung der Analyse-methode hängt von der Größe der Probe und der Messdauer ab. Im Rahmen der Untersuchungen betrug sie 10 µm. Damit liegt sie im Bereich zementfeinzerkleinerter Partikel. Vorteilhaft ist, dass neben der Visualisierung auch eine Berechnung der Porengrößenverteilung möglich ist.

**Bild 7** zeigt exemplarisch das 3D-Modell des porenarmen Laborhüttensands HS A1. Seine aus der Defektanalyse ermittelte Porosität betrug 1,7 Vol.-% und entsprach exakt der, die aus Rein- und Rohdichte berechnet worden war. Die Skala des Defektvolumens ist in 0,01 mm<sup>3</sup>-Schritte gegliedert. Das Korn wies mit Ausnahme des unteren Bereichs eine dichte, geschlossene Oberfläche auf. In einigen Bereichen schien das Hüttensandglas vereinzelt gestört zu sein, was als dunkelgraue Linien im Querschnitt zu erkennen ist. Hier waren kugelige Poren eher die Ausnahme. Bei der Bildbetrachtung ist zu beachten, dass der Querschnitt eine andere Orientierung aufweist als die Korn- und Porendarstellungen.

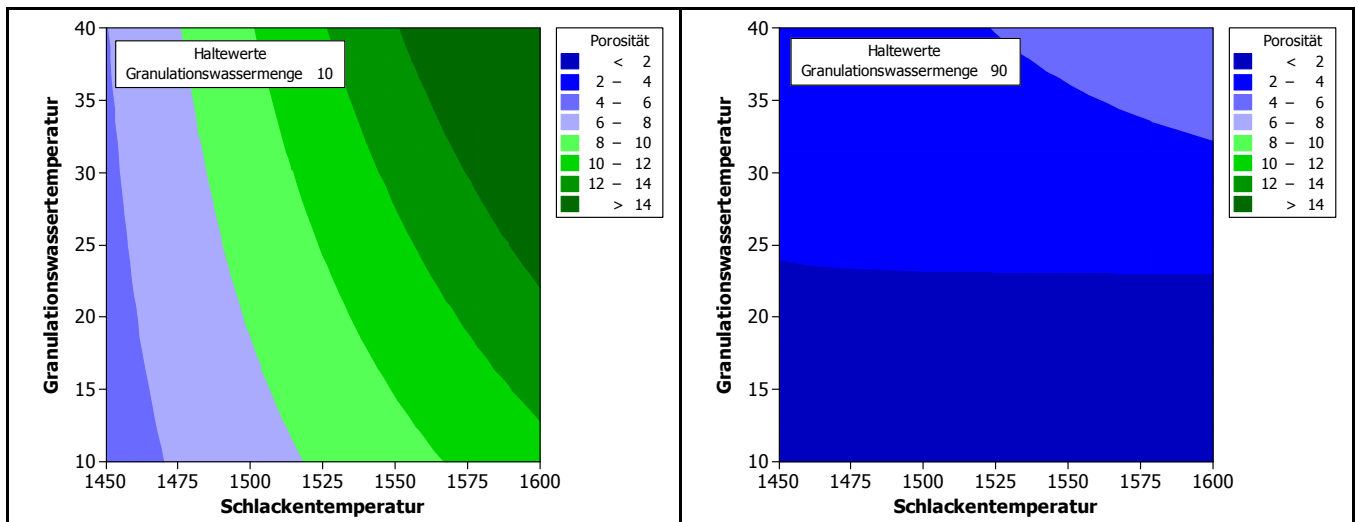
Die Oberfläche des Korns des Basishüttensands HS B war glatt und weitgehend geschlossen (**Bild 8**). Im Vergleich zum Basis-hüttensand HS A waren weniger Poren, dafür aber einige größere vorhanden. Auch bei dieser Probe stimmten die aus den Dichten und die aus der 3D-CT berechneten Porositäten gut überein (5,8 bzw. 5,5 Vol.-%). Der Querschnitt des Korns zeigte ferner, dass das Hüttensandglas neben Poren auch eine Reihe weiterer Schwächungen aufwies (dunklere Linien). Entlang dieser Störflächen waren vermehrt Poren zu erkennen.

Die 3D-CT-Modellierungen zeigen eine gute Übereinstimmung mit dem optischen Eindruck von Hüttensanden, die im REM untersucht werden, wie **Bild 9** zeigt. Bei REM-Untersuchungen ist stets problematisch, dass, sofern nicht Anschliffe untersucht werden, nur zufällig aufgefundene Bruchflächen Aufschluss über die innere Struktur eines Hüttensandkorns bieten. Die aus den Dichten berechnete Gesamtporosität betrug 6,7 Vol.-%, die aus der 3D-CT berechnete 13,4 Vol.-%.

Die im Rahmen des Projektes untersuchten Hüttensande wiesen z. T. erhebliche Unterschiede in der Ausbildung ihrer Porenstruktur auf. Weitere Untersuchungen müssen nun verschiedenen Fragen nachgehen, so z. B., ob und durch wie viele weitere Messungen statistisch abgesicherte Aussagen getroffen werden können. Im Hinblick auf Glasentmischungen ist von Interesse, dass auch im 3D-CT verschiedentlich Bereiche unterschiedlicher Glasdichte in einem Korn entdeckt werden können. Dass Zonen mit erhöhter Porosität beim Mahlprozess leichter brechen werden als dichte Zonen, scheint plausibel. Ob entsprechende Gesetzmäßigkeiten aufgezeigt werden können, ist zurzeit noch unbekannt.

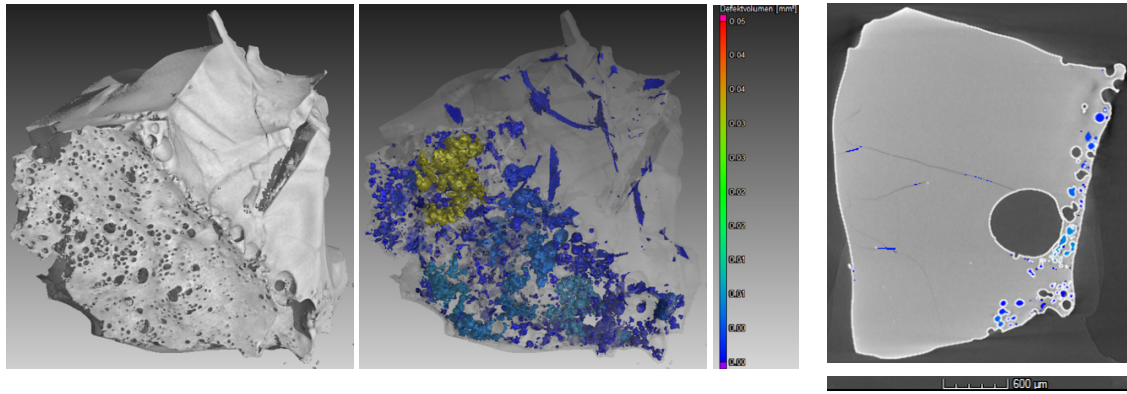
– **Thermoanalytische Untersuchungen an Hüttensanden mittels DTA**

Die konstruktive Gestaltung der Granulationsanlagen und ihre Betriebsparameter sind nicht nur verantwortlich für die Partikelbildung und -struktur des Hüttensands (vgl. Bild 6), sondern insbesondere für die ausreichend hohe Abkühlgeschwindigkeit, die die Voraussetzung für die glasige Erstarrung der Schlacke und damit ihre latent-hydraulische Eigenschaft ist. Nach

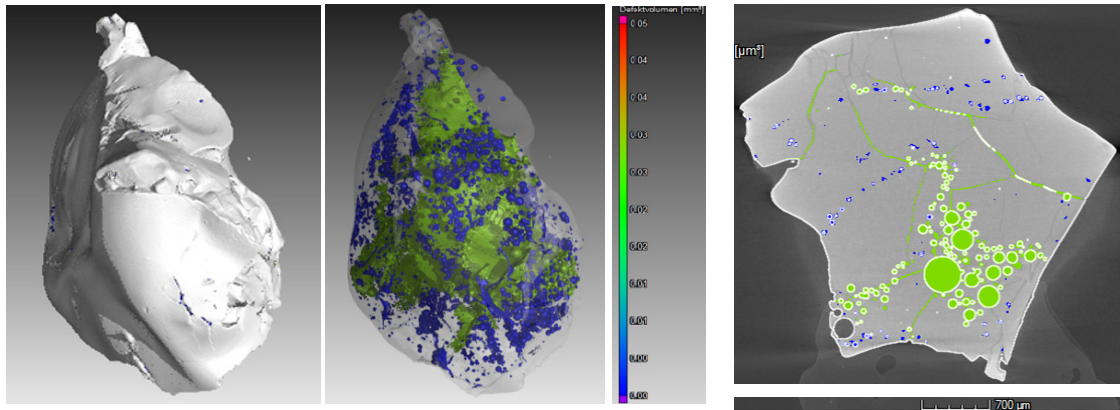


**Bild 6:** Abhängigkeit der Kornporosität von Schlacken- und Granulationswassertemperatur bei 2 unterschiedlichen Wasser/Schlacke-Verhältnissen (10 l/min bzw. 90 l/min)

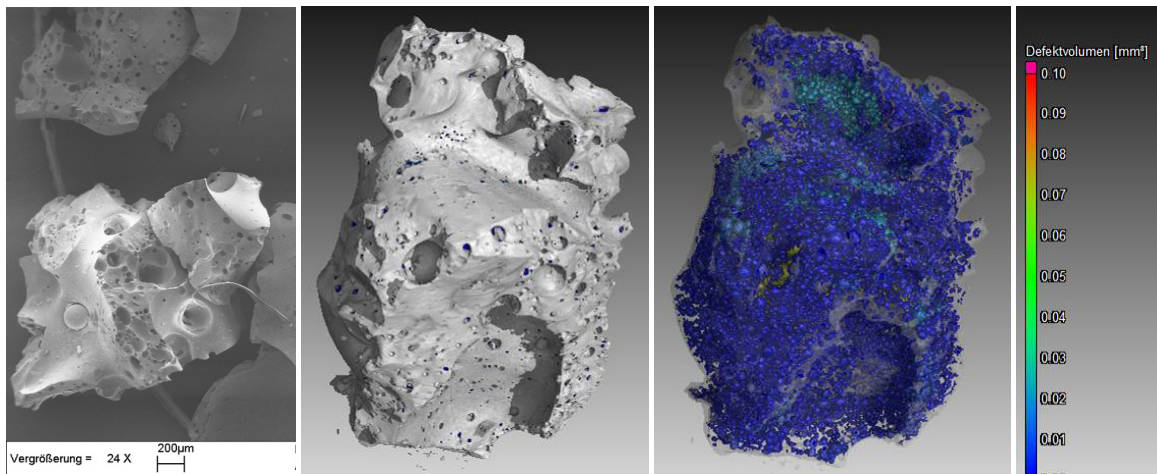




**Bild 7:** 3D-CT-Modell des Laborhüttensandkorns HS A1



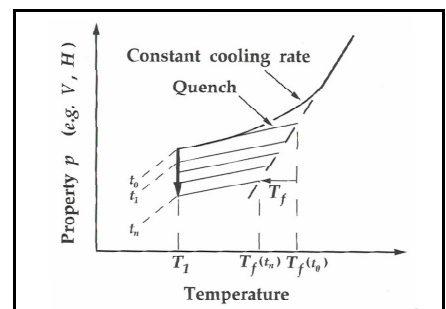
**Bild 8:** 3D-CT-Modell des Basishüttensandkorns HS B



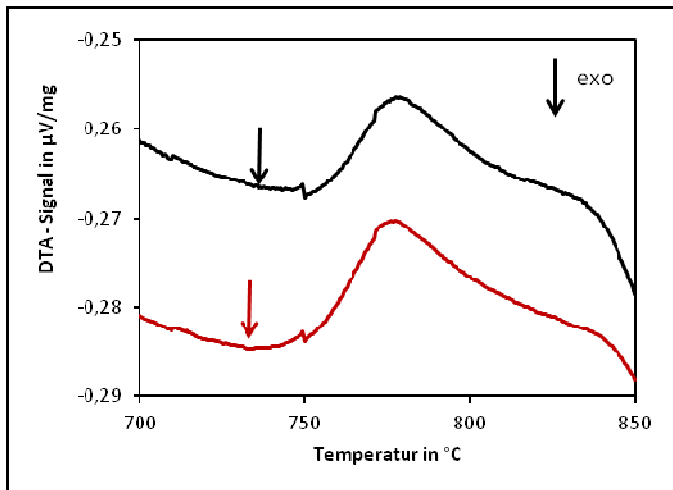
**Bild 9:** Basishüttensand HS A im Rasterelektronenmikroskop links und im 3D-CT (mittig und rechts)

Tammann [26] führen theoretisch das Einfrieren aus einer höheren Schmelztemperatur und das schnellere Einfrieren zu einem höheren Unordnungsgrad des Glases. Demnach sollte ein Hüttensand, dessen Hochofenschlacke bei höheren Temperaturen erschmolzen wurde bzw. schneller abgekühlt wurde, auch reaktiver sein [27], **Bild 10**. Bisher wurde dies nur ansatzweise unter konstanten Randbedingungen überprüft, ohne allerdings die zugehörige Glasstruktur zu charakterisieren.

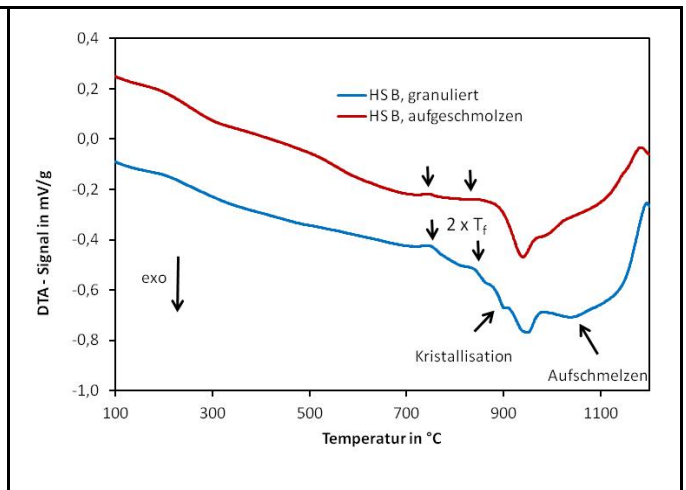
Gläser weisen im Gegensatz zu kristallinen Stoffen keinen Schmelzpunkt auf. Man beschreibt den Übergang flüssig – fest als Glasübergang, der meist mit der Glasübergangstemperatur"  $T_g$  charakterisiert wird. Da  $T_g$  aber auf exakt definierte Weise gemessen wird, wurde für andere Abkühlbedingungen der Begriff "Fiktive Temperatur"  $T_f$  definiert. Die Fiktive Temperatur ist die Temperatur, bei der der strukturelle Zustand der Glasschmelze beim Abkühlen "eingefroren" wird, sie ist von den Abkühlbedingungen abhängig [16].



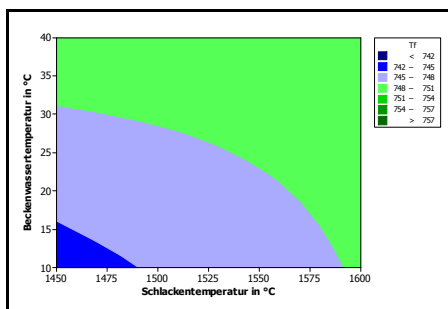
**Bild 10:** "Fiktive Temperatur"  $T_f$  beim Glasübergang [25]



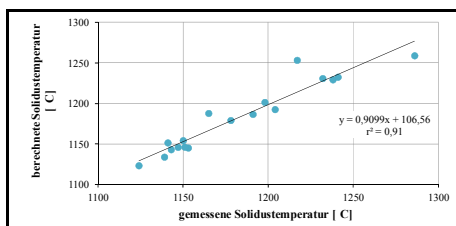
**Bild 11:** Thermoanalytische Messkurven der Laborhüttensande HS A1 (rot) und HS A2 (schwarz); Heizrate 10 K/min



**Bild 12:** Veränderung der Glasübergangstemperaturen durch Laborgranulation beim Basishüttensand B



**Bild 13:** Fiktive Temperatur  $T_f$  als Funktion der Abkühlbedingungen Laborhüttensande mit modifizierten Granulationsbedingungen (DTA; Aufheizrate 10 K/min)



**Bild 14:** Gemessene und berechnete Solidustemperaturen  $T_s$  (Labor- und 2 Basishüttensande)

An den chemisch unveränderten, aber unterschiedlich granulierten Proben HS A1-A8 wurde  $T_f$  mit Werten zwischen 742 °C und 760 °C gemessen. Die thermoanalytischen Messkurven für die Hüttensande HS A1 und HS A2 sind in **Bild 11** abgebildet. Pfeile an den Kurven markieren den onset des Glasübergangs. Bei HS A1 wurde die 1450 °C heiße Schlacke mit 10 l/min Wasser granuliert und in ein Wasserbecken mit einer Badtemperatur von 40 °C überführt. Bei HS A2 betrug die Schlackentemperatur 1600 °C und es wurden 15 l/min Granula-

tionswasser eingesetzt. Die weiteren Granulationsparameter waren identisch. Der Glasübergang und die Kristallisationspeaks wurden bei weniger scharfer Abkühlung (HS A1) zu tieferen Temperaturen verschoben (Pfeile in Bild 11), während die Proben bei nahezu gleicher Temperatur aufzuschmelzen begannen. Demnach ergibt sich für Hüttensand A1 eine niedrigere Fiktive Temperatur. Bei den Hüttensanden A2, A3, A7 und A8 wurden zwei Glasübergänge beobachtet, ein Hinweis auf eine Entmischung in der Schmelze. Dies war auch bei verschiedenen Industriehüttensanden der Fall, z. B. beim Basishüttensand HS B.

Aus **Bild 12** geht hervor, dass die Laborgranulation des Basishüttensands HS B auch ohne eine chemische Veränderung zu einer veränderten Glasstruktur führte. So wurden beide Glasübergangstemperaturen zu höheren Werten hin verschoben, wenn auch nur um wenige Kelvin!

Die statistische Gesamtauswertung ergab für die Abhängigkeit der Fiktiven Temperaturen  $T_f$  von den Abkühlparametern, dass  $T_f$  sowohl mit steigender Schlackentemperatur wie auch steigender Granulationswasser- bzw. Beckenwassertemperatur steigt, **Bild 13**. Die Abhängigkeit von der Schlackentemperatur ist einleuchtend, die Abhängigkeit von der Granulationswassertemperatur war hingegen nicht sofort verständlich. Möglicherweise verbesserte die höhere Temperatur des Wassers den Wärmeübergang von Schlacke zu Wasser.

Von praktischer Bedeutung für das Schlackenhandling ist, dass bestätigt werden konnte, dass eine gute Korrelation zwischen zunächst über DTA ermittelt und theoretisch abgeleiteter Solidustemperatur  $T_s$  zu

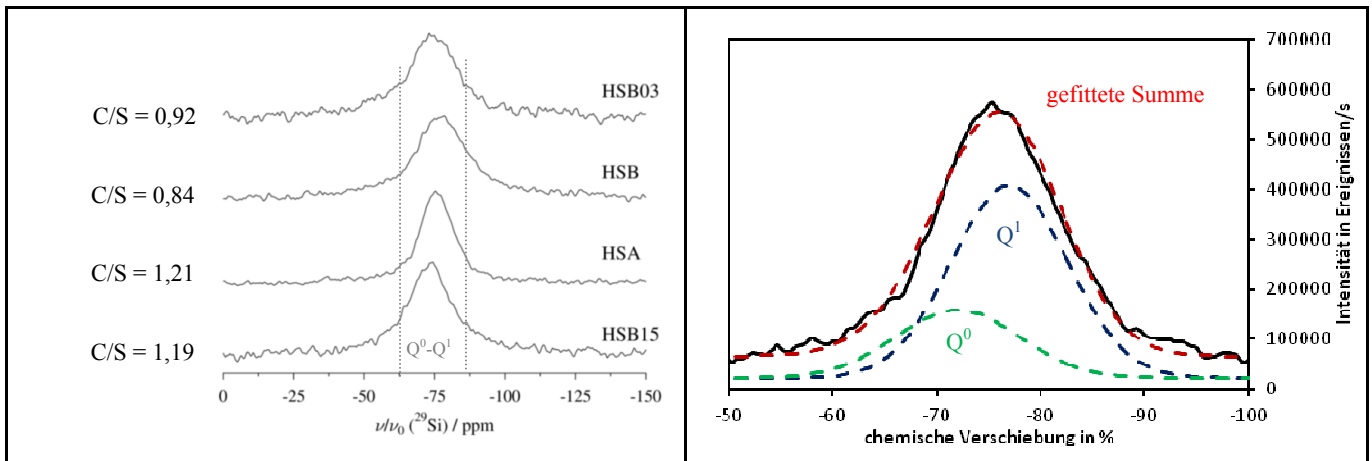
finden ist (**Bild 14**).  $T_s$  gibt die Temperatur an, oberhalb der die Schlacke beginnt aufzuschmelzen.

Auch für  $T_f$  ergab sich bei den Laborhüttensanden, die bei konstanter Granulation erzeugt wurden, eine gute Korrelation zwischen gemessenen und aus der chemischen Zusammensetzung mittels multipler linearer Regressionsanalyse (additive Konstante = 0) berechneten Werten. Betrachtet man jedoch die entsprechenden Werte für die verschiedenen Industriehüttensande, deren Schmelz- und Abkühlhistorie unbekannt war, so verliert sich die Korrelation. Auch dies ist ein Beleg dafür, dass sich unterschiedliche Abkühlbedingungen signifikant auf die Glasstruktur auswirken.

#### – NMR-spektroskopische Untersuchungen an Hüttensanden

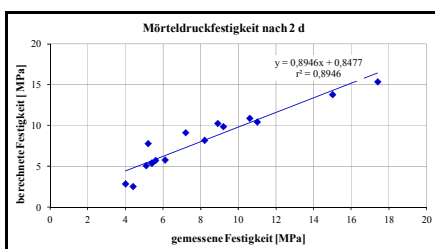
Zur Charakterisierung der Glasstruktur der Hüttensande wurden repräsentative Proben der Basishüttensande HS A und HS B sowie der chemisch modifizierten Hüttensande HS B3 und HS B15 mittels MAS-NMR-Spektroskopie untersucht. Bei  $^{29}\text{Si}$  spiegelt das Spektrum die Verteilung der chemischen Verschiebung für die verschiedenen Umgebungen des beobachteten Kerns wider. Für die strukturelle Umgebung des Siliziums ist die Zahl der benachbarten brückenbildenden Sauerstoffe charakteristisch. Silizium mit  $n$  ( $n = 0, 1, 2, 3, 4$ ) benachbarten brückenbildenden Sauerstoffen wird mit  $Q^n$  gekennzeichnet. In der Literatur [28] werden  $Q^n$  folgende Bereiche der chemischen Verschiebung zugeordnet:

- ♦  $Q^0$ : 62 bis 84 ppm (typisch für Insel-silikate, z. B. Forsterit  $\text{Mg}_2\text{SiO}_4$  oder Merwinitt  $\text{Ca}_3\text{Mg}(\text{SiO}_4)_2$ )



**Bild 15a:**  $^{29}\text{Si}$ -MAS-NMR Spektrogramme der Basishüttensande HS A und HS B sowie der chemisch modifizierten Hüttensande HS B3 und HS B15

**Bild 15b:** Anfitzen und Detailanalyse des Spektrogramms für HS A



**Bild 16:** Nach Speziation berechnete und tatsächlich gemessene 2 Tage-Druckfestigkeiten von Normmörteln mit Laborhüttensanden

- ◆  $Q^1$ : 68 bis 85 ppm (typisch für Gruppensilikate, z. B. Åkermanit ( $\text{Ca}_2\text{Mg}(\text{Si}_2\text{O}_7)$ ))
- ◆  $Q^2$ : 74 bis 95 ppm (typisch für Ketten-silikate, z. B. Wollastonit ( $\text{CaSiO}_3$ ))
- ◆  $Q^3$ : 92 bis 98 ppm (typisch für Band- oder Schichtsilikate)
- ◆  $Q^4$ : 106 bis 120 ppm (typisch für Gerüstsilikate, z. B.  $\text{SiO}_2$ )

Je negativer der Wert der Verschiebung, desto stärker vernetzt (desto stabiler) ist die Hüttensandglasstruktur. **Bild 15** zeigt die  $^{29}\text{Si}$ -Spektren. Die Spektren im linken Bildteil zeigen vergleichsweise breite Resonanzlinien, die für amorphe Substanzen typisch sind. Die entsprechende Verteilung beim Basishüttensand HS A war etwas schmaler. Man konnte die gemessenen Peaks mit mehreren normal verteilten Peaks der strukturellen Gruppen anfitzen und auf diese Weise eine quantitative Auswertung vornehmen. Der rechte Teil von Bild 15 zeigt dies für den Basishüttensand HS B. Es zeigte sich, dass  $Q^0$ - und  $Q^1$ -Gruppen überwiegen. Dies legt nahe, dass bei den Hüttensanden kein durchgehendes silikatisches Netzwerk existiert und daher ein großer

Unterschied zu üblichen  $\text{SiO}_2$ -dominierten Gläsern, wie zum Beispiel Kalk-Natron-Gläsern, vorliegt. Man nennt solche Gläser auch Invertgläser. Vor diesem Hintergrund ist es nicht verwunderlich, dass sich die für "klassische" Gläser beschriebenen Zusammenhänge nicht einfach auf Hüttensandglas übertragen lassen. Dies gilt auch und insbesondere für das oft zitierte Modell von Netzwerkbildnern und -wandlern.

#### – Thermodynamische Bewertung der Hüttensandreaktivität

Wie unter 1 ausgeführt führt der Ansatz, die Hüttensandreaktivität nur über die chemische Zusammensetzung zu beschreiben, nicht zum Ziel, unabhängig davon, ob man molar- oder massebasierte Kennwerte heranzieht. Hält man nun, wie im Rahmen dieses Projektes, die Granulationsbedingungen und somit zumindest den verfahrenstechnisch bedingten Einfluss auf die Hüttensandglasstruktur konstant (Laborhüttensande HS B1-B25) und nutzt die chemische Zusammensetzung als Ausgangsbasis thermodynamischer Betrachtungen, so eröffnet sich ein neuer Ansatz auch für die Bewertung der Hüttensandreaktivität. Ziel der Arbeiten war es, verschiedene Modellvorstellungen zur Glaskorrosion auf die Reaktivität von Hüttensanden anzuwenden. Dabei wird davon ausgegangen, dass die Neubildung der Hydratationsprodukte von Bindemitteln, die Hüttensand enthalten, von der Bereitstellung der chemischen Komponenten des Hüttensandes abhängt. Modelle zur Glaskorrosion wurden aber in der Regel für technische Gläser entwickelt, die deutlich mehr  $\text{SiO}_2$  enthalten als Hüttensande. Verschiedene Modelle sind bekannt. An dieser Stelle kann aber nicht auf den thermodynamischen Hintergrund der unterschiedlichen Ansätze eingegangen werden.

Ein Weg, der erfolgversprechend scheint, ist die sogenannte Speziation mit Hilfe von Phasenbeziehungen aus Schmelzdiagrammen oder von Rechenprogrammen, wie z. B. "factsage". Basierend auf der chemischen Zusammensetzung und einer bestimmten Temperatur werden in einem ersten Schritt Mineralphasen definiert, die im thermodynamischen Gleichgewicht zu einem Minimum der freien Enthalpie des Gesamtsystems führen würden. Diese Mineralphasen liegen in einem Hüttensand nicht zwingend real vor. In einem zweiten Schritt wird die nicht für die Mineralphasen benötigte chemische Zusammensetzung betrachtet und zum Beispiel hinsichtlich eines Zusammenhangs zwischen molarer Basizität  $\text{CaO}/\text{SiO}_2$  und Druckfestigkeit bewertet.

Aufgrund der Tatsache, dass von einem thermodynamischen Gleichgewicht ausgegangen wird, das häufig nicht vorliegt, und dass natürlich nur Mineralphasen herangezogen werden können, für die thermodynamische Kenngrößen vorliegen und in die Rechenprogramme implementiert sind, wird mit der "richtigen" Auswahl der Phasen eine wesentliche Grundlage für die weiteren Berechnungen getroffen. Röntgenographische Analysen an getemperten Hüttensanden können zeigen, ob die getroffenen Annahmen zutreffend sind.

Eine praktische Anwendung der Berechnungen könnte zukünftig sein, Festigkeitsprognosen abzugeben, die deutlich besser mit gemessenen Werten korrelieren, als es bisher möglich war (**Bild 16**). Zur Optimierung der gewählten Ansätze und deren Verifizierung wird jedoch noch einige Arbeit notwendig sein.



## – Chemische Zusammensetzung und Reaktivität

Zur Abhängigkeit der Reaktivität eines Hüttensands im Sinne seines Festigkeitsbeitrags von der chemischen Zusammensetzung gibt es zahlreiche Untersuchungen. Einige Arbeiten des FEhS-Instituts sind z. B. in [21, 22, 29] beschrieben. Im Rahmen dieses Projektes war der Einfluss der chemischen Zusammensetzung auf die Glasstruktur von Interesse, aber natürlich wurde auch der Einfluss auf die Festigkeitsentwicklung hüttensandhaltiger Zemente untersucht. An dieser Stelle sei nur beispielhaft auf die Abhängigkeit der 2 Tage-Druckfestigkeit von Hochofenzementmörteln (Hüttensand/Klinker = 75/25) von einfacher Basizität und  $\text{Al}_2\text{O}_3$ -Gehalt des Hüttensands bei 2 unterschiedlichen  $\text{TiO}_2$ -Gehalten hingewiesen.

Man erkennt in **Bild 17**, dass bei unkritisch niedrigem  $\text{TiO}_2$ -Gehalt (0,5 M.-%, links) der negative Einfluss abnehmender Basizität in weiten Bereichen durch steigende  $\text{Al}_2\text{O}_3$ -Gehalte kompensiert werden kann. Bei einem sehr hohen, in diesem Fall auch deutlich über den üblichen Betriebswerten liegendem  $\text{TiO}_2$ -Gehalt (2,5 M.-%, rechts) liegen unter ansonsten konstanten Bedingungen die Festigkeiten nicht nur auf einem signifikant niedrigeren Niveau, sondern eine Kompensation ist insbesondere bei sehr niedrigen Basizitäten kaum noch möglich.

Natürlich können die im Rahmen des statistischen Versuchsplans erhaltenen Ergebnisse auch hinsichtlich anderer Zusammenhänge bewertet werden. So zeigt **Bild 18** die Abhängigkeit der 2 Tage-Druckfestigkeit von Basizität und  $\text{TiO}_2$ -Gehalt bei 2  $\text{Al}_2\text{O}_3$ -Gehalten (10 und 14 M.-%). Man

erkennt z. B., dass bei einem eher durchschnittlichem  $\text{Al}_2\text{O}_3$ -Gehalt von 10 M.-% (links) der Anstieg des  $\text{TiO}_2$ -Gehalts  $> 1,2$  M.-% zu einer solchen Verminderung der 2 Tages-Festigkeit führt, wie sie mit einer Absenkung der Basizität unter betrieblichen Bedingungen kaum möglich ist. Bei einem heutzutage eher überdurchschnittlichen  $\text{Al}_2\text{O}_3$ -Gehalt von 14 M.-% (rechts) fällt neben dem generell höheren Festigkeitsniveau auf, dass bereits kleinere Erhöhungen der Basizität ausreichen, um den negativen  $\text{TiO}_2$ -Einfluss zu kompensieren. Insgesamt wird deutlich, dass es auch bei konstanten Abkühlbedingungen der Schmelze keinen einfachen linearen und konstanten Einfluss der einzelnen chemischen Komponenten eines Hüttensands auf dessen Reaktivität gibt. Auch dies ein Grund, warum "es eine einfach zu handhabende allgemeingültige Hydrauleformel für Hüttensand gar nicht geben kann", wie Smolczyk bereits 1978 schrieb [21].

## Zusammenfassung und Ausblick

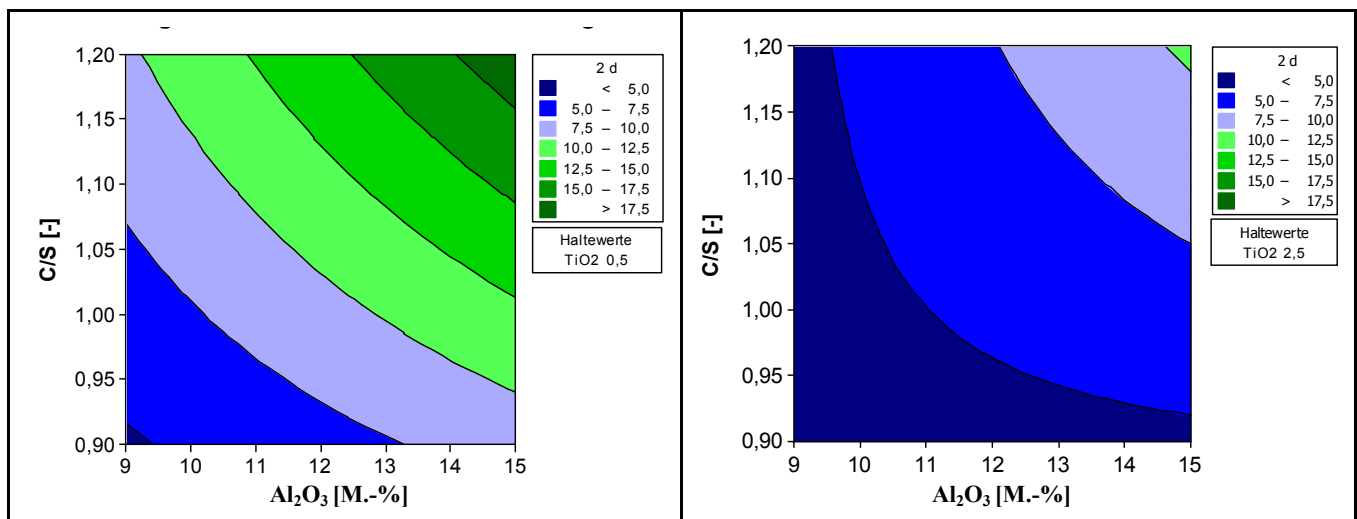
Ausgangspunkt des Forschungsvorhabens war die Erkenntnis, dass z. B. weder aus der chemischen Zusammensetzung beliebiger Hüttensande deren Beitrag zur Festigkeitsentwicklung von Hochofenzementen noch aus physikalischen Kenngrößen, wie z. B. der Porosität, technische Eigenschaften wie die Mahlbarkeit zufriedenstellend prognostiziert werden können. Sowohl aus thermodynamischen Überlegungen wie aus praktischer Erfahrung ist es naheliegend, bei vergleichbar hohen Glasgehalten die Ursache hierfür in unterschiedlichen Strukturen des Hüttensandglases zu sehen. Dabei muss diese Struktur, wie die anderer Gläser auch, außer von der chemischen Zusammensetzung der Hochofenschlacke auch von

der thermischen Vorgeschichte, also der Temperatur der flüssigen Schlacke vor der Granulation sowie den Granulationsbedingungen während des "Einfrierens" der Schmelze abhängen.

Im Schmelzlabor des FEhS-Instituts wurde auf Basis einer statistischen Versuchsplanung aus 2 industriellen Basishüttensanden eine Vielzahl von Laborhüttensanden erzeugt, die einerseits chemisch, physikalisch und zementtechnisch untersucht wurden und andererseits dem Projektpartner, der Martin-Luther-Universität Halle-Wittenberg, Institut für Physik, für dessen Untersuchungen hinsichtlich Korrodierbarkeit und Glasstruktur dienten. Weitere Industrierhüttensande wurden in das Projekt einbezogen, um den Bezug zur Praxis zu gewährleisten. Ziel des Forschungsvorhabens war es, die Einflüsse der chemischen Zusammensetzung der Hochofenschlacke und der verfahrenstechnischen Parameter bei der Hüttensandherstellung auf die sich beim Granulationsprozess ausbildende Hüttensandglasstruktur zu charakterisieren. Weiterhin sollte dem Einfluss der sich ausbildenden Glasstruktur auf die Mahlbarkeit und die Reaktivität der Hüttensande nachgegangen werden, um damit letztlich Optimierungsmöglichkeiten für betriebliche Granulationsanlagen aufzeigen zu können.

Die Ergebnisse zeigen, dass Granulationsbedingungen signifikant die Glas- und Kornstruktur der Hüttensande beeinflussen.

Mit Hilfe der 3D-Computertomographie konnte, soweit bekannt, erstmalig die Kornstruktur von ungemahlenem Hüttensand zerstörungsfrei visualisiert und modelliert werden. Damit ist es möglich, weitergehende Aussagen zur Porengröße und ihrer



**Bild 17:** Abhängigkeit der 2 Tage-Druckfestigkeit von Hochofenzementmörteln (HS/KL = 75/25) von Basizität und  $\text{Al}_2\text{O}_3$ -Gehalt bei 2  $\text{TiO}_2$ -Gehalten



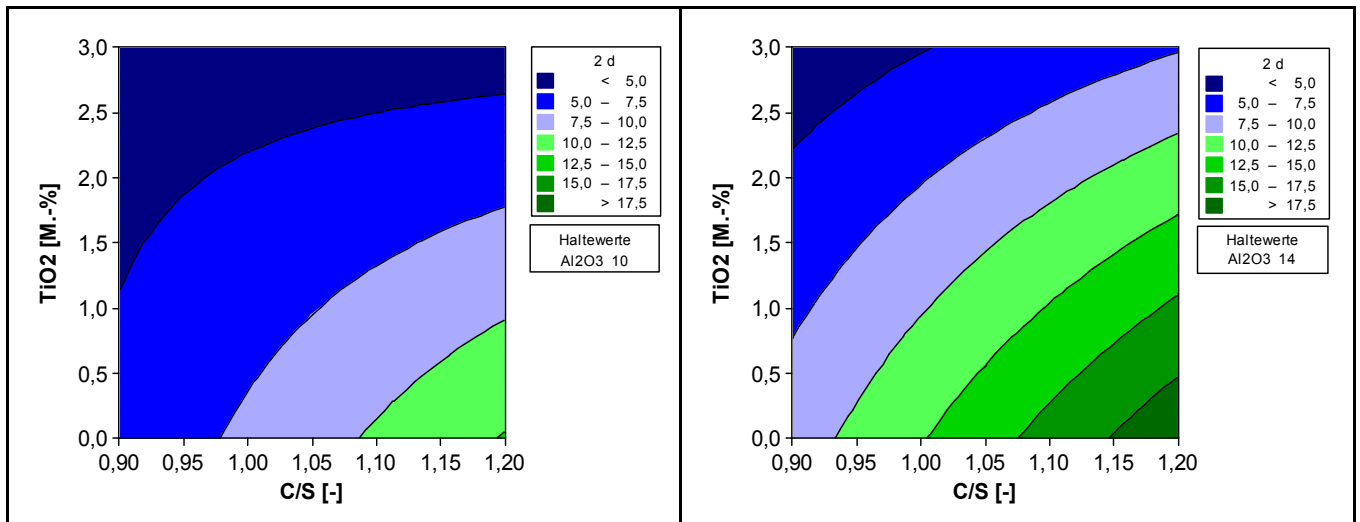


Bild 18: Abhängigkeit der 2 Tage-Druckfestigkeit von Hochofenzementmörteln (HS/KL = 75/25) von Basizität und TiO<sub>2</sub>-Gehalt bei 2 Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>-Gehalten

räumlichen Verteilung zu treffen, als bisher aus dem Summenparameter Gesamtporosität. Ob sich daraus Gesetzmäßigkeiten hinsichtlich der Bewertung der Mahlbarkeit von Hüttensanden ableiten lassen, müssen weitergehende Untersuchungen zeigen.

Mittels Thermoanalyse (DTA) war es möglich, die Beeinflussung der Glasstruktur durch die Granulationsbedingungen anhand verschiedener Eigenschaften, wie Fiktive Temperatur, Liquidus- und Solidustemperaturen sowie Glasübergang und Kristallisationserscheinungen nachzuweisen.

Ein zunächst überraschendes Ergebnis der Untersuchungen war jedoch, dass im Labor sehr unterschiedliche Granulationsbedingungen bei konstanter Schlackenchemie keinen Einfluss auf den Glasgehalt sowie auf technische Eigenschaften, wie die Reaktivität oder die Mahlbarkeit, der Hüttensande hatten. Lediglich physikalische Eigenschaften, wie die Porosität, wurden beeinflusst. Die Variation der Schlackenchemie bei konstanten Granulationsbedingungen wiederum führte zwar erwartungsgemäß und nun auch statistisch belegbar zu einer sehr unterschiedlichen Reaktivität der Hüttensande im Sinne unterschiedlicher Festigkeitsentwicklung von Hochofenzement, zeigte jedoch keinen Einfluss auf die oben genannten Eigenschaften. Daraus resultiert ein Widerspruch nicht nur zu thermodynamischen Annahmen, sondern auch zu praktischen Erfahrungen, der noch gelöst werden muss. Zurzeit ist eine Arbeitshypothese, dass die im FEHS-Institut genutzte Granulationseinrichtung eine so intensive Zerteilungs- und Abkühlwirksamkeit hat, dass die aufgrund variierender Granulationsbedingungen, Schlackentemperaturen oder auch Schlackenviskositäten zu

erwartenden Eigenschaftsunterschiede des Hüttensandglases überkompensiert werden. Daher stellt sich nun dem FEHS-Institut die Frage, ob und wie die Laborgranulationsbedingungen so zu "entschärfen" sind, dass zwar die praxisüblich hohen Glasgehalte erreicht, gleichzeitig aber die Abkühlraten variiert werden können. Problematisch hierbei ist, wie so oft, dass spezifische Verhalten der Hochofenschlacke sowie das grundsätzliche Problem des Up- bzw. Downscaling der mit ihr verbundenen Betriebsprozesse.

Dass grundsätzlich die Glasstruktur von der chemischen Zusammensetzung der Schlacke abhängt, konnte im Rahmen des Projekts nachgewiesen werden. Insbesondere betraf das den Glasübergang, Kristallisationserscheinungen sowie das Aufschmelzverhalten. Insbesondere TiO<sub>2</sub> fördert offensichtlich die Entmischung von Hochofenschlacke, ein Ergebnis das mittels Thermoanalyse nachgewiesen und durch Elektronenmikroskopie unterstützt wurde. Gleichzeitig sinkt die zementtechnische Leistungsfähigkeit des Hüttensands spürbar ab. Der Einfluss auf die Reaktivität und somit auf die bindemitteltechnische Leistungsfähigkeit der Hüttensande ist, wie bekannt, signifikant. Dies konnte sowohl anhand von zementtechnischen Untersuchungen als auch durch die Korrosionsversuche an Hüttensandkörnern in Wasser und Ca(OH)<sub>2</sub>-Lösung auf statistischer Grundlage nachgewiesen werden.

NMR-Untersuchungen belegen, dass die Struktur von Hüttensandglas deutlich von der herkömmlicher, SiO<sub>2</sub>-dominierter Gläser abweicht. Es ist daher nicht verwunderlich, dass sich viele der für solche Gläser entwickelten Struktur- und Korrosions-

mechanismus-Modelle nicht oder nur sehr bedingt übertragen lassen.

Im Hinblick auf die trotz vergleichbar hoher Glasgehalte unterschiedliche Mahlbarkeit von Hüttensanden ergaben Untersuchungen der Vickershärte, dass kein signifikanter Zusammenhang aufgezeigt werden konnte. Aus der keramischen Industrie ist bekannt, dass der Bruchwiderstand eine wichtige Kenngröße darstellt. Eine Aufgabe des FEHS-Instituts für die Zukunft könnte daher sein, dass man Spannungsintensitätsfaktoren  $K_{Ic}$  für Hüttensandgläser ermittelt, die auch die Härte als einen, aber eben nur einen, Parameter enthalten. Darüber hinaus ergaben Mahlungen im Technikum der Loesche GmbH, dass offensichtlich eine Korrelation zwischen Hüttensandhärte und Mahlanlagenverschleiß besteht, dem allerdings weiter nachgegangen werden muss.

Von großem praktischen Interesse ist der thermodynamische Ansatz, die chemische Zusammensetzung der Schlacke als Grundlage einer Speziation auf Basis thermodynamischer Annahmen zu nutzen. Es scheint denkbar, hiermit eine wesentlich aussagekräftigere Korrelation zu technischen Eigenschaften wie der Festigkeitsentwicklung aufzeigen zu können, als dies bisher allein auf Basis der chemischen Zusammensetzung oder von Korrosionsmodellen möglich ist. Den aufgezeigten Ansatz wird das FEHS-Institut intensiv weiterverfolgen.

Zusammenfassend kann festgestellt werden, dass im Rahmen des Forschungsvorhabens Hinweise sowohl für die Planer und Betreiber von Granulations- als auch von Mahlanlagen erarbeitet werden konnten, wie die Glasstruktur von Hüttensanden beeinflusst

werden kann und inwieweit dies Einfluss auf die Hüttsandmahlbarkeit hat. Insbesondere für die Verwender des Hüttsands in Zementen ist die thermodynamische Modellierung und darauf basierende mögliche Reaktivitäts- bzw. Festigkeitsprognosen von großem praktischen Nutzen. Zu allen vorstehend diskutierten Aspekten sind weitergehende Untersuchungen zweckmäßig.

#### Förderhinweis

Das IGF-Vorhaben Nr. 16621 BG der Forschungsvereinigung VDEh-Gesellschaft zur Eisenforschung mbH wurde über die AiF im Rahmen des Programms zur Förderung der Industriellen Gemeinschaftsforschung (IGF) vom Bundesministerium für Wirtschaft und Energie aufgrund eines Beschlusses des

Deutschen Bundestages gefördert. Dafür sei an dieser Stelle ausdrücklich gedankt.

#### Literatur

Die Literatur liegt beim Erstautor vor.

## Bezugsgröße für den Verdichtungsgrad von Schichten ohne Bindemittel

D. Demond, M.Sc., Dr.-Ing. Th. Merkel (FEhS – Institut für Baustoff-Forschung e. V.)  
Dr. rer. nat. S. Haas, Dipl.-Ing. H.-J. Ritter (IKM – Institut für Kalk- und Mörtelforschung e.V.)

### Einleitung

In Deutschland und einer Vielzahl anderer europäischer Staaten [1] wird die Verdichtung ungebundener Baustoffgemische für Tragschichten ohne Bindemittel (ToB) im Prüflabor mit dem Proctorversuch, der von Ralph R. Proctor in den 1930er Jahren [2] für den Erdbau entwickelt wurde, durchgeführt. Für einen Proctorversuch, der im Labor für Baustoffgemische des Straßenoberbaus gemäß DIN EN 13286-2 [3] durchzuführen ist, werden mehrere Proben mit unterschiedlichen Wassergehalten verdichtet und die effektiven Wassergehalte gegen die erzielten Trockendichten grafisch dargestellt. Ziel des Versuches ist die Erstellung einer Verdichtungskurve, die sich theoretisch in Abhängigkeit von verwendetem Wassergehalt und eingesetzter Verdichtungsenergie für ein bestimmtes Baustoffgemisch ergibt. Bild 1 [4] verdeutlicht das Grundprinzip der Beziehung zwischen erzielbarer Trockendichte und verwendetem Wassergehalt.

Aus dem Kurvenmaximum der Verdichtungskurve lassen sich zum einen der optimale Wassergehalt und zum anderen der Maximalwert der Trockendichte entnehmen. Dieser Maximalwert wird zur Berechnung

des in-situ-Verdichtungsgrades benötigt, der als Quotient aus der im Labor bestimmten Trockendichte und der Raumdichte einer eingebauten Schicht eine Bewertung der geleisteten in-situ-Verdichtung ermöglicht. Der Anforderungswert des Verdichtungsgrades, der für ToB in den ZTV SoB-StB [5] vorgegeben wird, lässt zudem eine objektive Aussage zur Standfestigkeit und Tragfähigkeit einer verdichteten Schicht zu.

### Problemstellung

Während Versuchsproben aus dem Bereich des Erdbaus wegen ihres üblicherweise hohen schluffig-tonigen Feinkornanteils zugeführtes Probenwasser zumeist problemlos aufnehmen können, zeigen ungebundene Baustoffgemische aufgrund ihres relativ geringen Feinkornanteils (Anteil  $\leq 0,063$  mm) und ihrer abgestuften Sieblinie nach TL SoB-StB [6] während eines Proctorversuches oft keine ausgeprägte Abhängigkeit der Trockendichte vom Wassergehalt [7]. Verdichtungskurven entsprechend Bild 1 sind daher häufig nur bei Baustoffgemischen eindeutig ermittelbar, die zugeführtes Probenwasser über ihren Feinanteil aufnehmen und halten können. Damit ergeben sich für Frostschutz-, Kies- und Schottertragschichten, die gezielt hinsichtlich einer

kapillarbrechenden Wirkung zusammengesetzt werden, sowohl Schwierigkeiten bei der Festlegung der maximal erzielbaren Trockendichte als auch bei der des optimalen Wassergehaltes.

Neben der schwierigen Bestimmung des optimalen Wassergehaltes und der maximalen Trockendichte von ToB-Baustoffgemischen mit dem Proctorversuch, weist dieser Versuch auch eine Verfahrensdiskrepanz zur in-situ-Verdichtung auf. Während Verdichtungsmaschinen auf der Baustelle Parameter wie Frequenz, Amplitude und Eigenlast zur Baustoffverdichtung einsetzen, erfolgt die gängige Laborverdichtung mit dem Proctorversuch über ein Fallgewicht, das weitere nicht gewünschte Effekte wie beispielsweise die Kornzertrümmerung hervorruft [8]. Auf europäischer Ebene existieren jedoch weitere genormte Laborverdichtungsverfahren, die die Verdichtungspraxis auf der Baustelle aufgrund ihrer Verfahrensparameter realistischer wiedergeben. Hierzu zählen der Vibrationshammer nach DIN EN 13286-4 [9] und der Vibrationstisch nach DIN EN 13286-5 [10].

Ziel eines vom Bundesministerium für Verkehr und digitale Infrastruktur (BMVI) geförderten Forschungsvorhabens [11] war

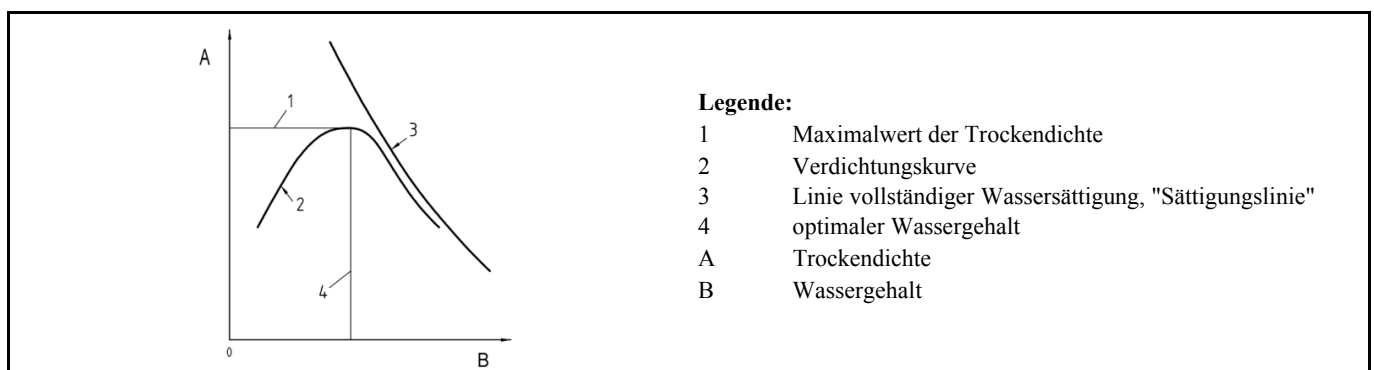
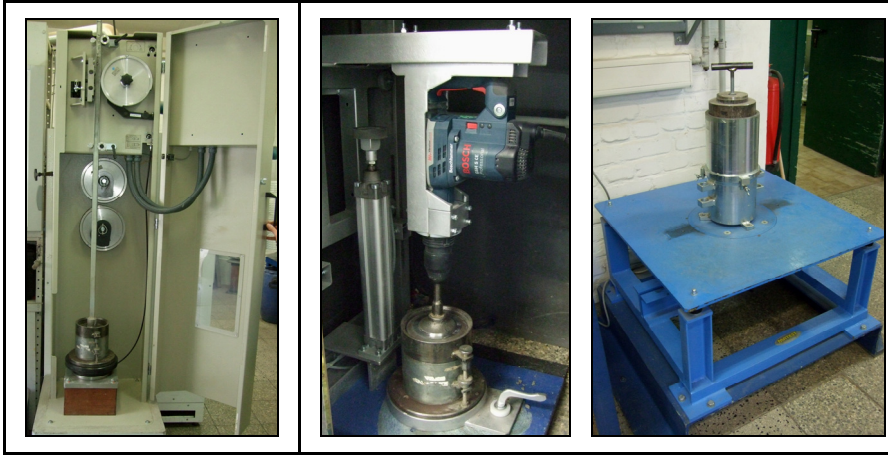


Bild 1: Schematische Darstellung der Beziehung zwischen Trockendichte und Wassergehalt nach DIN EN 13286-1 [4]



**Bild 2:** Proctorverdichter nach DIN EN 13286-2 [3]

**Bild 3:** Vibrationshammer nach DIN EN 13286-4 [9]

**Bild 4:** Vibrationstisch nach DIN EN 13286-5 [10]

daher ein europäisch genormtes Verdichtungsverfahren zur Anwendung in Deutschland zu identifizieren, dass die Verdichtung und die Bestimmung des Wertepaares optimaler Wassergehalt und Maximalwert der Trockendichte für ToB-Baustoffgemische optimiert und aus verfahrenstechnischer Sicht eher der in-situ-Verdichtung entspricht. Dementsprechend beinhaltete das Forschungsprojekt einen Vergleich zwischen dem Proctor-, dem Vibrationshammer- und dem Vibrationstischverfahren.

### Untersuchungsprogramm und Testverfahren

Für das Forschungsprojekt, das sich in zwei Arbeitspakete aufteilte, wurden vierzehn Baustoffgemische 0/32 mm ohne Überkorn entsprechend den SDV-Vorgaben der TL SoB-StB [6] unter Berücksichtigung sämtlicher Gesteinsgruppen des Anhangs A des Entwurfes der TL Gestein-StB [12] untersucht. Es wurden sowohl angefeuchtete als auch trockene Versuchsproben getestet und die Verfahren nach DIN EN 13286-4 [9] und DIN EN 13286-5 [10] im Vergleich zum Proctorverfahren anhand der erzielten Ergebnisse und zusätzlicher verfahrenstechnischer Aspekte bewertet.

Während beim Proctorversuch (Bild 2) ein Fallgewicht, das auf die Probenoberfläche trifft, zur Herstellung einer dichteren Probenmatrix genutzt wird, erfolgt die Verdichtung mit dem Vibrationshammer (Bild 3) durch einen Schlagbohrer, der mittels einer Stampferplatte vertikal form- und kraftschlüssig auf der Probenoberfläche aufsitzt und das Probenmaterial durch frequentierte Schläge verdichtet. Die Verdichtung eines

Probenmaterials mit dem Vibrationstisch (Bild 4) wird durch eine Schwingung mit festgelegter Amplitude und Frequenz sowie einem Auflastgewicht bewirkt.

### Untersuchungsergebnisse und Diskussion

Die Eingangscharakterisierung aller verwendeten Baustoffgemische erfolgte durch Bestimmung von Rohdichte, Wasseraufnahme, Widerstand gegen Zertrümmerung, Kornform und Korngrößenverteilung. Anhand der erzielten Ergebnisse der Eingangscharakterisierung konnten alle verwendeten Baustoffgemische als typische Vertreter ihrer Gesteinsgruppen klassifiziert werden. Die Sieblinien der Baustoffgemische entsprachen den SDV-Grenzzlinien-Vorgaben für Kies- (KTS) und Schottertragschichten (STS) entsprechend TL SoB-StB [6].

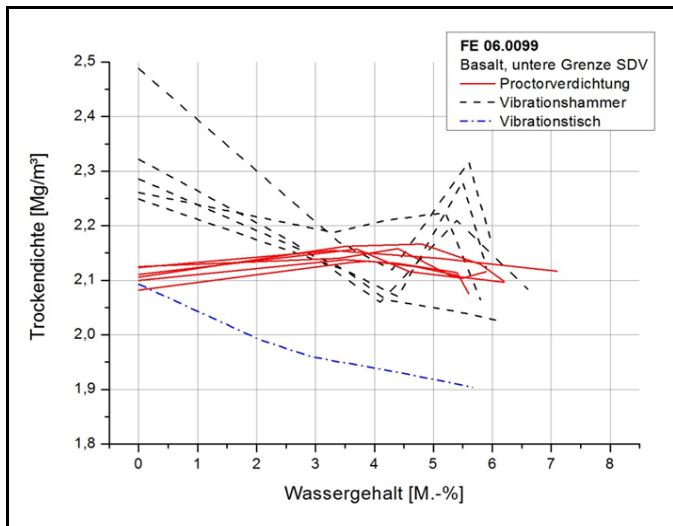
Die Verdichtungsversuche innerhalb des ersten Arbeitspaketes, das zwei Baustoffgemische aus Basalt und Kies beinhaltete, ergaben, dass das Verfahren mit dem Vibrationstisch ergebnistechnisch stärker vom Proctor- und Vibrationshammerergebnis abweicht (Bild 5, Bild 6). Weitere Aspekte gegen das Vibrationstischverfahren ergaben sich aus der nicht optimalen Arbeitsergonomie, einem größeren Zeitaufwand bei der Versuchsdurchführung und der aufwändigen und unsicheren Bestimmung des optimalen Wassergehaltes, die nur unter Zuhilfenahme des amerikanischen Normpedants ASTM-D4253 [13] ermöglicht wurde. Dementgegen standen die Ergebnisse des Vibrationshammers, die tendenziell den Proctorergebnissen entsprachen (Bild 5, Bild 6). Zudem wurde die Versuchsdurchführung mit dem Vibrationshammer im Vergleich zum Vibrationstisch als weitaus praxistauglicher bewertet.

Ziel des ersten Arbeitspaketes war der Ausschluss eines der beiden alternativen Verdichtungsverfahren. Dieser Ausschluss erfolgte aufgrund der vorgestellten Ergebnisse und der verfahrenstechnischen Aspekte für das Verdichtungsverfahren mit dem Vibrationstisch.

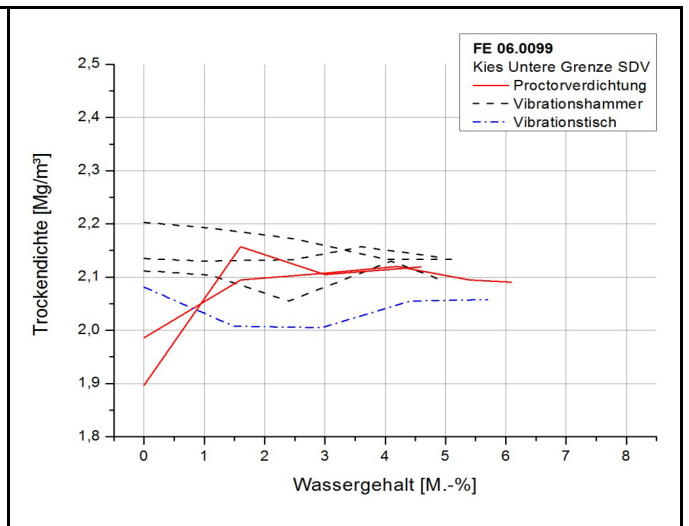
Aus den Messdaten der Verdichtungsversuche des ersten Arbeitspaketes konnte für die beiden verbleibenden Verdichtungsverfahren (Proctor und Vibrationshammer) zudem eine Arbeitshypothese formuliert werden, die eine Verdichtung mit einem Wassergehalt von ca. 3 M.-% vorsieht. Mit diesem Wassergehalt wurden an den beiden Baustoffgemischen innerhalb des ersten Arbeitspaketes Trockendichten erzielt, die nahezu den Ergebnissen unter Verwendung eines optimalen Wassergehaltes aus dem Proctorversuch entsprachen (Bild 5, Bild 6). Darüber hinaus zeigte sich, dass trocken verdichtete Versuchsproben im Vergleich zu Proben, die mit einem optimalen Wassergehalt verdichtet wurden, gleichwertige bzw. gering höhere Trockendichten erzielen (Bild 5, Bild 6). Beide Vorgehensweisen (trockene bzw. feuchte Verdichtung mit ca. 3 M.-% Wassergehalt) wurden als Arbeitshypothese zur Lösung der Problematik von entwässernden ToB-Versuchsproben herangezogen und im weiteren Verlauf des Forschungsprojektes untersucht.

Die Versuche des zweiten Arbeitspaketes, innerhalb dessen zwölf ToB-Baustoffgemische getestet wurden, bestätigten das Ergebnisbild des ersten Arbeitspaketes. Die Verdichtung mit dem Vibrationshammer erzielte auch hier nahezu identische Ergebnisse wie das Proctorverfahren. Dies gilt sowohl für Proben, die mit einem optimalen Wassergehalt verdichtet wurden als auch für trocken verdichtete Proben (Bild 7, Bild 8). Für beide Vorgehensweisen wurde ein Bestimmtheitsmaß von  $R^2 \approx 1$  erzielt, das vor allem die ergebnistechnische Gleichwertigkeit der beiden Verdichtungsverfahren hervorhebt.

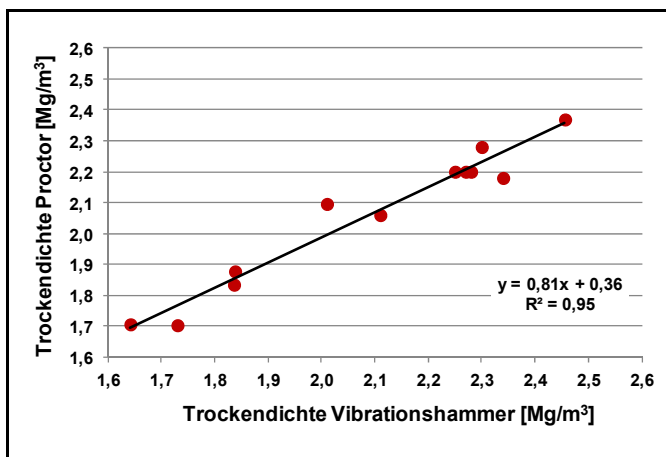
Die Übertragung des Verfahrens einer Trockenverdichtung im Labor in die Baupraxis ist problematisch, da die in-situ-Verdichtung aufgrund der entstehenden Staubeentwicklung nicht trocken durchgeführt werden kann. Zur Lösung dieser Problematik und der eigentlichen Problemstellung der nicht immer auswertbaren Versuchskurven eines Proctorversuches, wurde daher die Arbeitshypothese des ersten Arbeitspaketes weiter verfolgt. Bild 9 stellt hierzu die gemittelten Ergebnisse für alle verwendeten



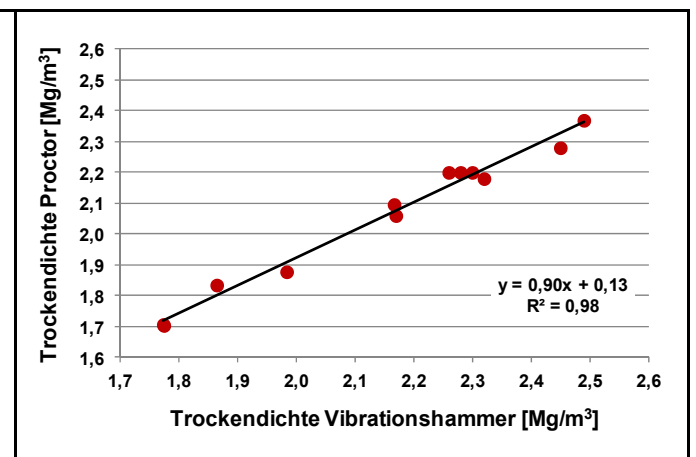
**Bild 5:** Versuchskurven nach DIN EN 13286-2 [3], DIN EN 13286-4 [9] und DIN EN 13286-5 [10] für Baustoffgemisch Basalt



**Bild 6:** Versuchskurven nach DIN EN 13286-2 [3], DIN EN 13286-4 [9] und DIN 13286-5 [10] für Baustoffgemisch Kies



**Bild 7:** Trockendichterelation für Verdichtung mit optimalen Wassergehalt nach DIN EN 13286-4 [9] und DIN EN 13286-2 [3]



**Bild 8:** Trockendichterelation für trocken verdichtete Proben nach DIN EN 13286-4 [9] und DIN EN 13286-2 [3]

Baustoffgemische des zweiten Arbeitspaketes bei einer Verdichtung mit dem Vibrationshammer mit 3 M.-% Wassergehalt den Ergebnissen gegenüber, die mit dem Proctorverfahren für Proben mit einem optimalen Wassergehalt erzielt wurden.

Aus Bild 9 ist zu erkennen, dass der Vibrationshammer auch bei Verwendung eines Wassergehalts von 3 M.-% Trockendichten erzielt, die auf dem Ergebnisniveau einer optimalen Verdichtung mit dem Proctorverdichter liegen. Das über diese Relationsdarstellung erzielte Bestimmtheitsmaß liegt ebenso bei  $R^2 \approx 1$ .

### Zusammenfassung und Ausblick

Mit der umfassenden Laborstudie an vierzehn Baustoffgemischen konnte gezeigt werden, dass das Vibrationshammerver-

fahren im Vergleich zum Proctorverfahren ein adäquates Laborverdichtungsverfahren zur Bestimmung der Bezugsgröße für den Verdichtungsgrad von Schichten ohne Bindemittel im Vergleich zum in Deutschland angewendeten Proctorverfahren ist.

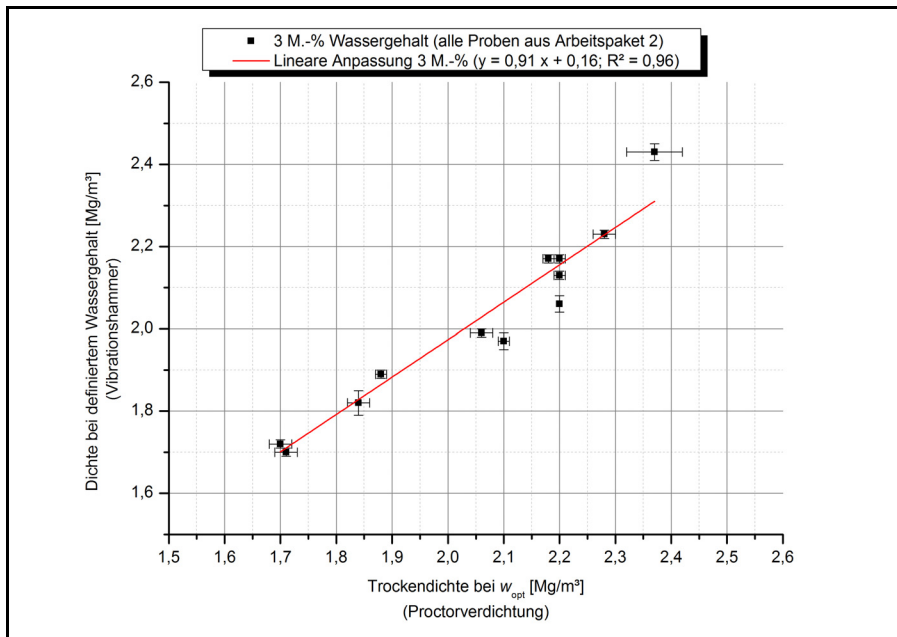
Mit diesem Verfahren wurden annähernd gleiche Ergebnisse wie mit dem Proctorverfahren erzielt. Die Vorteile des Vibrationshammerverfahrens liegen in der besseren Handhabung, der einfacheren und schnelleren Durchführung der Prüfung und den geringeren Investitionskosten für das Prüfgerät. Zudem sind die Verfahrensbedingungen des Vibrationshammers durch Einsatz einer statischen Auflast und einer Frequenz während der Verdichtung vergleichbar mit der in-situ-Verdichtung bzw. den dort eingesetzten Verdichtungsparametern.

Auf Grundlage der Ergebnisse und der vorgestellten Problemstellung lassen sich für die in dieser Studie untersuchten Baustoffgemische folgende Lösungsoptionen zur Bestimmung der Trockendichte mit dem Vibrationshammerverfahren für ToB-Baustoffgemische im Labor formulieren:

- ◆ Trockene Verdichtung eines Baustoffgemisches
- ◆ Verdichtung eines Baustoffgemisches mit einem festgelegten Wassergehalt

Die Anwendung einer Trockenverdichtung im Labor ermöglicht nicht die Angabe eines geeigneten Wassergehaltes für die Baustelle. Aufgrund dessen wurde die Laborverdichtung mit einem festgelegten Wassergehalt favorisiert. Der bei diesem Vorgehen gewählte Wassergehalt lässt sich auf die





**Bild 9:** Erzielte Ergebnisse und Korrelation zwischen einer Proctorverdichtung mit optimalem Wassergehalt und einer Verdichtung mittels Vibrationshammer mit 3 M.-% Wassergehalt

Baustelle übertragen, da in der Regel angefeuchtete Baustoffgemische angeliefert werden. Die Ergebnisse dieses Forschungsvorhabens lassen einen Wassergehaltswert von 3 M.-% als geeignet erscheinen, da mit diesem Wassergehalt für viele untersuchte Baustoffgemische Trockendichten erzielt wurden, die sich auch bei Verwendung eines optimalen Wassergehaltes ergaben.

Zur Verifizierung der hier vorgestellten Verwendung eines einheitlichen Wassergehaltes während der Verdichtung von ToB-Baustoffgemischen im Labor müssten Ringversuche mit dem Vibrationshammer durchgeführt werden. Weiterhin muss der vorgeschlagene einheitliche Wassergehalt und dessen Einfluss auf die Wasserdurchlässigkeit Inhalt weiterer Untersuchungen sein. Ein weiterer zu untersuchender Aspekt des Vibrationshammers ist die Präzision des Verfahrens und der Einfluss der Methode auf die Kornzertrümmerung unter Berücksichtigung des festgelegten Wassergehaltes. Die genannten Aspekte müssten im Vergleich zum bisher im Labor eingesetzten Proctorverfahren durchgeführt und bewertet werden.

#### Dank

Das hier in zusammengefassten Teilen vorgestellte Forschungsvorhaben (FE-Nr.: 06.0099/2012/EGB) [11] wurde im Auftrag

des Bundesministeriums für Verkehr und digitale Infrastruktur (BMVI) durchgeführt und durch die Bundesanstalt für Straßenwesen (BASt) betreut. Für die Förderung sei an dieser Stelle ausdrücklich gedankt.

#### Literatur

- [1] Krass K., Kellermann, C.: Verfahren zum Nachweis der erreichten Verdichtung bei Tragschichten ohne Bindemittel, Forschung Straßenbau und Straßenverkehrstechnik, Heft 768, (1999)
- [2] Proctor, R.R.: Fundamental Principles of Soil Compaction, Engineering News-Record, Volume III, Number 9, 31.08.1933, pp. 245-248
- [3] DIN EN 13286-2: Ungebundene und hydraulisch gebundene Gemische - Teil 2: Laborprüfverfahren zur Bestimmung der Referenz-Trockendichte und des Wassergehaltes - Proctorversuch, Dezember 2010
- [4] DIN EN 13286-1: Ungebundene und hydraulisch gebundene Gemische - Teil 1: Laborprüfverfahren für die Trockendichte und den Wassergehalt; Einführung, allgemeine Anforderungen und Probenahme, Juli 2003

- [5] Forschungsgesellschaft für Straßen- und Verkehrswesen (Hrsg.): Zusätzliche Technische Vertragsbedingungen und Richtlinien für den Bau von Schichten ohne Bindemittel - ZTV SoB-StB, Ausgabe 2004/Fassung 2007
- [6] Forschungsgesellschaft für Straßen- und Verkehrswesen (Hrsg.): Technische Lieferbedingungen für Baustoffgemische und Böden zur Herstellung von Schichten ohne Bindemittel im Straßenbau - TL SoB-StB, Ausgabe 2004/Fassung 2007
- [7] Forschungsgesellschaft für Straßen- und Verkehrswesen (Hrsg.): Merkblatt für die Herstellung von Tragschichten ohne Bindemittel, Ausgabe 1980
- [8] Demond D., Merkel Th.: Verdichtbarkeit und Tragfähigkeit ungebundener Baustoffgemische, Report des FEHS – Instituts für Baustoff-Forschung e.V. (21) Nr. 1, S. 11, 2014
- [9] DIN EN 13286-4: Ungebundene und hydraulisch gebundene Gemische - Teil 4: Laborprüfverfahren für die Trockendichte und den Wassergehalt; Vibrationshammer, Juli 2003
- [10] DIN EN 13286-5: Ungebundene und hydraulisch gebundene Gemische - Teil 5: Laborprüfverfahren für die Trockendichte und den Wassergehalt; Vibrationstisch, Juli 2003
- [11] Bialucha R., Merkel Th., Demond D., Ritter H.-J., Haas S.: Bezugsgröße für den Verdichtungsgrad von Schichten ohne Bindemittel, Schlussbericht, FE-Nr.: 06.0099/2012/EGB, Bundesministerium für Verkehr, Bau und Stadtentwicklung, unveröffentlicht
- [12] Forschungsgesellschaft für Straßen- und Verkehrswesen (Hrsg.): Technische Lieferbedingungen für Gesteinskörnungen im Straßenbau - TL Gestein-StB, Entwurf Februar 2013
- [13] ASTM D4253: Standard Test Methods for Maximum Index Density and Unit Weight of Soils Using a Vibratory Table, 2000

# Entwicklung von Anwendungsregeln für Hüttensandmehl als Betonzusatzstoff

Dr.-Ing. V. Feldrappe, Dr.-Ing. A. Ehrenberg

## Einführung

In Deutschland wurden im Jahr 2014 ca. 7,8 Millionen Tonnen Hochofenschlacke hergestellt, von denen fast 90 % zu Hüttensand granuliert wurden. Dieser wird mit großem Erfolg seit mehr als 100 Jahren in Deutschland überwiegend als Zementhauptbestandteil verwendet. Eine Verwendung als Betonzusatzstoff erfolgte zwar erfolgreich, aber nur im begrenzten Maße [1]. In anderen europäischen Ländern, wie z. B. in Großbritannien, Irland oder in den Niederlanden, ist hingegen die Verwendung als Betonzusatzstoff teilweise seit Jahrzehnten etabliert. Auch in anderen Teilen der Welt existieren beide Anwendungswege.

Hüttensandmehl ist seit 2006 in der harmonisierten Stoffnorm DIN EN 15167 genormt. Diese Norm enthält jedoch keine Regeln für die Anwendung in Beton. Diese sind, wie für andere Betonbestandteile auch, in der nicht-harmonisierten europäischen Betonnorm DIN EN 206 sowie der zugehörigen deutschen Betonnorm DIN 1045-2 festzuschreiben. In der im Juli 2014 erschienenen Ausgabe der DIN EN 206 wurden neben dem bekannten k-Wert-Konzept erstmalig die in Europa existierenden Performance-orientierten Anwendungskonzepte aufgenommen. Eine Einführung in die DIN 1045-2 steht jedoch bis auf weiteres aus. Somit gilt weiterhin die über die Bauregelliste A, Teil 1 (Ausgabe 2/2010, Anlage 1.52) Ende 2010 eingeführte unbefriedigende Regelung, wonach zwar die Eignung des k-Wert-Ansatzes für Hüttensandmehl als Betonzusatzstoff anerkannt wird, aber nur ein niedriger k-Wert von 0,4 eingeführt ist. Der niedrige k-Wert von 0,4 basiert auf den im Auftrag des Deutschen Instituts für Bautechnik (DIBt) am Institut für Bauforschung der RWTH Aachen (ibac) von 2005 bis 2009 durchgeführten Worst-Case-Untersuchungen [2], die sich an den vergleichsweise niedrigen Anforderungen der DIN EN 15167-1 an die chemische Zusammensetzung, den Glasgehalt und die Feinheit von Hüttensandmehl orientieren mussten. Die für diese Untersuchungen benötigten Hüttensande mussten gezielt in Osteuropa beschafft werden, da mittel- und westeuropäische Hüttensande deutlich höheren Qualitätsansprüchen genügen.

Das FEhS – Institut für Baustoff-Forschung hat in Kooperation mit dem Institut für Bauforschung (ibac) der RWTH Aachen in den Jahren 2011 bis 2015 ein umfangreiches vom BMWi über die AiF gefördertes Forschungsvorhaben durchgeführt, um einen konstruktiven Beitrag für die zukünftige Fortschreibung der entsprechenden Normen zur Verfügung zu stellen.

## Forschungsziel und Umsetzung

Das Forschungsvorhaben setzte sich drei primäre Ziele:

- ◆ Es sollte ein Vorschlag zur Definition einer nationalen Anwendungsregel im Kontext der europäischen und nationalen Normung erarbeitet werden.
- ◆ Es sollten für die in Mittel und Westeuropa anzutreffenden Hüttensandqualitäten angemessene k-Werte abgeleitet werden sowie entsprechende Kriterien erarbeitet werden, mit denen sich die Hüttensandmehle derart kategorisieren lassen, dass unterschiedliche k-Werte zielsicher eingehalten werden können.
- ◆ Es sollten Empfehlungen für die Qualitätssicherung bei der Betonherstellung erarbeitet werden.
- ◆ Im Rahmen der Untersuchungen wurden erstmalig die drei in DIN EN 206

genannten Anwendungskonzepte für Hüttensandmehl als Betonzusatzstoff auf Hüttensande unterschiedlicher Qualität gleichzeitig angewendet. In einem Praxisversuch sollte gezeigt werden, dass die in den Laborversuchen gewonnenen Erkenntnisse zielsicher in die Praxis umgesetzt werden können.

## Ausgangsstoffe

### – Hüttensande

Auf Basis der Erfahrungen des FEhS-Instituts wurden sechs Hüttensande aus Prüfzementen Deutschlands und angrenzender Staaten ausgewählt, in ausreichenden Mengen beschafft und eingehend chemisch, physikalisch, mineralogisch und bindemitteltechnisch gemäß der "Hüttensanddatei" des FEhS-Instituts charakterisiert. Jeder der sechs Hüttensande wurde in einer 10 kg-Laborkugelmühle in drei verschiedene Feinheiten nach Blaine (3500, 4200, 5000 cm<sup>2</sup>/g) aufgemahlen. Dabei wurde darauf geachtet, dass innerhalb eines Feinheitsbereiches die Hüttensandmehle eine vergleichbare Korngrößenverteilung aufwiesen. Die Aktivitätsindizes der 18 Hüttensandmehle wurden mit drei verschiedenen Prüfzementen CEM I 42,5 R gemäß DIN EN 15167-1 im Alter von 7 und 28 Tagen bestimmt (Bild 1). Die Aktivitätsindizes variierten in Abhängigkeit vom Hüttensand, seiner Feinheit und vom Prüf-

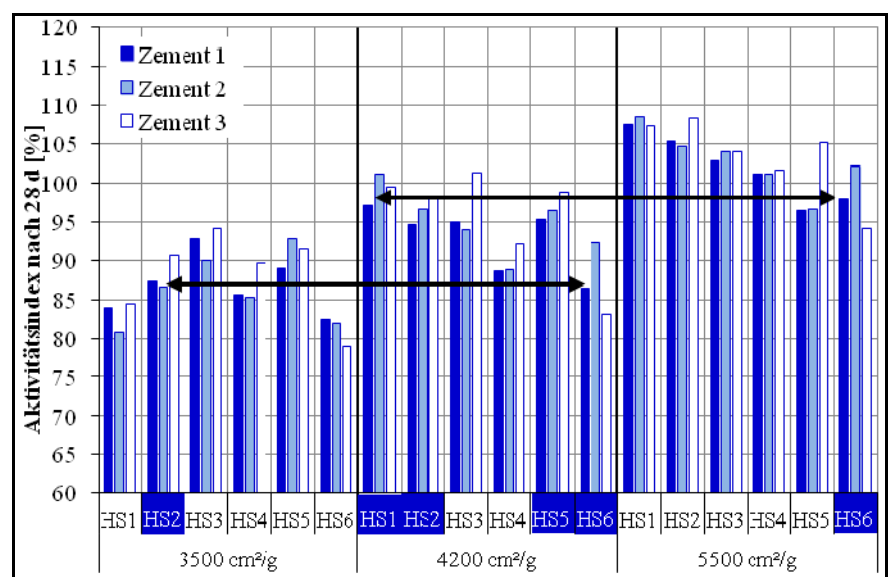


Bild 1: Aktivitätsindizes der 18 Hüttensandmehle, jeweils ermittelt mit 3 Prüfzementen

zement deutlich. Sie lagen nach 28 Tagen zwischen 79 % und 108 %. Die Normanforderung von 70 % wurde somit von allen Hüttensandmehlen erfüllt.

Auf Basis dieser Ergebnisse wurden die sechs Hüttensandmehle, die in Bild 1 gekennzeichnet sind und die aus den drei Feinheitsbereichen stammten für die beton-technischen Untersuchungen ausgewählt. Dabei wies HS2 (35) einen vergleichbaren Aktivitätsindex auf wie HS6 (42) sowie HS1 (42) einen wie HS6 (55), vgl. Pfeile in Bild 1. Dadurch konnten in der Auswahl sowohl verschiedene reaktive Hüttensande als auch unterschiedliche Feinheiten berücksichtigt werden.

## – Zemente

Für die Untersuchungen wurden drei verschiedene Portlandzemente CEM I 42,5 R verwendet. Alle Zemente wiesen eine annähernd gleiche Normfestigkeit im Alter von 28 Tagen auf, die an der oberen Grenze der Festigkeitsklasse 42,5 lag. Ihre Festigkeitsentwicklung, ausgedrückt als Verhältnis zwischen 2- und 28-tägiger Festigkeit, unterschied sich jedoch erheblich. Das Verhältnis betrug 0,54 bei Z1 (vergleichsweise schnell), 0,50 bei Z2 und 0,41 bei Z3 (vergleichsweise langsam). Mit Ausnahme des etwas zu geringen Natriumäquivalents bei Z3 erfüllten alle drei Zemente die zusätzlichen Anforderungen an Prüfzement nach DIN EN 15167-1.

Für die Überprüfung der drei Anwendungskonzepte für Hüttensandmehl als Betonzusatzstoff wurden Versuche zur Festigkeitsentwicklung und zur Dauerhaftigkeit vergleichend zu Betonen mit entsprechenden hüttensandhaltigen Zementen durchgeführt. Für diese Untersuchungen wurden je drei unterschiedliche Hochofenzemente CEM III/A 42,5 N der drei verschiedenen Hersteller der Portlandzemente verwendet.

Alle Zemente wurden eingehend chemisch, physikalisch, mineralogisch und zement-technisch analysiert.

## Untersuchungen zum k-Wert-Konzept

### – k-Wert-Ermittlung

Die k-Werte wurden nach dem in [2] beschriebenen Verfahren auf Basis von Druckfestigkeiten abgeleitet, die an Betonen mit CEM I-Zementen bzw. mit Hüttensandmehl-CEM I-Kombinationen ermittelt wurden. Bild 2 enthält die am Beton mit dem Hüttensandmehl-CEM I-Verhältnis von 1,0

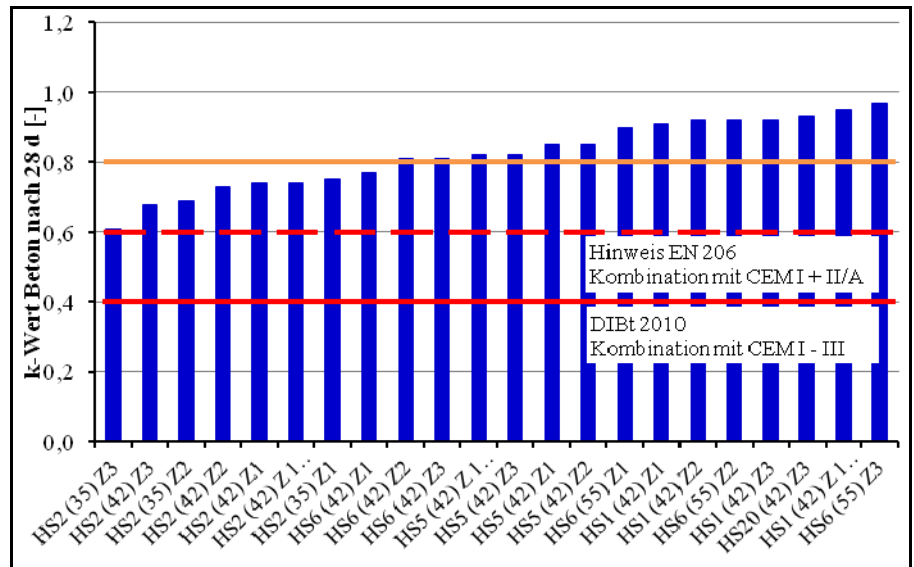


Bild 2: k-Werte der Hüttensandmehle, bestimmt an Beton mit dem h/z-Verhältnis von 1,0

bestimmten k-Werte für die 22 untersuchten Kombinationen. Sowohl der über die Bauregelliste eingeführte k-Wert von 0,4 (in Kombination mit Zementen CEM I – III) als auch der in DIN EN 206 vermerkte k-Wert von 0,6 (in Kombination mit CEM I / II/A) wurde bei allen untersuchten Kombinationen überschritten. Es wurden sogar für viele Hüttensandmehle k-Werte von deutlich > 0,8 ermittelt.

Die auf Basis der Betondruckfestigkeiten ermittelten k-Werte wurden eingehend mit umfangreichen Untersuchungen zur Dauerhaftigkeit an entsprechend zusammengesetzten Betonen überprüft. Die hierzu durchgeführten Untersuchungen richteten sich nach den Anwendungsgebieten, die mit den vergleichbaren hüttensandhaltigen Zementen gemäß DIN 1045-2 möglich wären. Die Untersuchungen wurden mit Betonzusammensetzungen durchgeführt, die nur die Mindestanforderungen der DIN 1045-2 für die verschiedenen Expositionsklassen erfüllten.

Die Betonleistungsfähigkeit der Hüttensandmehl-CEM I-Kombinationen wird an dieser Stelle beispielhaft nur am Karbonatisierungsverhalten im Laborklima bei 20 °C und 65 % r. F. dargestellt. Hierfür wurden Betone mit jeweils 140 kg/m<sup>3</sup> Hüttensandmehl und CEM I 42,5 R hergestellt. Das Hüttensandmehl wurde mit einem k-Wert von 0,7 bzw. 0,9 auf den äquivalenten Wasser-Zement-Wert angerechnet. Auf Grund der langen Versuchsdauer und zur Gewährleistung des Vorliegens ausreichender Messdaten während der Projektdauer waren diese k-Werte zunächst vorab auf

Basis der mörteltechnischen Ergebnisse zu den Aktivitätsindizes abgeschätzt worden. Die geschätzten k-Werte stimmten jedoch gut mit den im Nachhinein in den Betonversuchen ermittelten k-Werten überein, wie Bild 3 veranschaulicht.

Bild 4 zeigt eine Übersicht der berechneten Karbonatisierungsgeschwindigkeiten nach einem Jahr Lagerung, bezogen auf den reziproken Wert der Druckfestigkeit zu Beginn der Hauptlagerung nach 7 d ( $1/\sqrt{f_{cm,VL}}$ ). Diese Darstellung ist dem Zulassungsverfahren des DIBt entlehnt, mit dem das Karbonatisierungsverhalten neuer Bindemittelsysteme im Vergleich zu bekannten Systemen beurteilt wird. Der in Bild 4 markierte Bereich zeigt das 95 %-Prognoseband, das aus der Karbonatisierungs-Datenbank des ibac mit mehr als 500 Betonen aus Güteüberwachung und Forschungsprojekten ermittelt wurde. Sämtliche Betone mit Hüttensandmehl als Zusatzstoff lagen innerhalb dieses Prognosebandes. Daraus folgt, dass das Karbonatisierungsverhalten dieser Betone dem Verhalten üblicher Betone entspricht.

Wie am Beispiel des Karbonatisierungswiderstands gezeigt, so belegen auch die Untersuchungen zum Frost- und Frost-Tausalz-Widerstand sowie zum Chloridmigrationswiderstand, dass die Leistungsfähigkeit der Betone mit untersuchten Hüttensandmehl-CEM I-Kombinationen vergleichbar ist zu der anerkannt hohen Leistungsfähigkeit von Beton mit Hochofenzement CEM III/A: Die aus den Betondruckfestigkeiten ermittelten k-Werte sind also belastbar.

**Hüttensandmehlkategorien und zugehörige k-Werte**

Die chemischen, mineralogischen und physikalischen Kennwerte der Hüttensandmehle wurden mit den ermittelten k-Werten korreliert. Bei sonst unveränderten Hüttensandmehleigenschaften haben, wie nicht anders zu erwarten, eine positive chemische Zusammensetzung (bezogen auf die erweiterte Basizität (C+M)/S oder den F-Wert<sup>1)</sup> nach Keil sowie den TiO<sub>2</sub>-Gehalt), hohe Glasgehalte und eine höhere Mahlfeinheit einen positiven Einfluss auf die zu erwartenden k-Werte. Eine geringere Reaktivität kann durch eine erhöhte Mahlfeinheit kompensiert werden. Auch ein höherer TiO<sub>2</sub>-Gehalt lässt sich in bestimmten Grenzen durch eine höhere Mahlfeinheit ausgleichen.

Auf Basis der Ergebnisse konnte ein Vorschlag für fünf verschiedene Hüttensandmehlkategorien und zwei zugehörige k-Werte abgeleitet werden (Tabelle 1). Für die Zuordnung eines k-Werts müssen verschiedene Anforderungen je nach Hüttensandmehlkategorie erfüllt sein. Für einen k-Wert  $k_1 = 0,6$  genügen die Mindestanforderungen der DIN EN 15167-1. Um einem Hüttensandmehl den erhöhten k-Wert  $k_2 = 0,8$  zuweisen zu können, sind erweiterte Anforderungen an den Glasgehalt, die chemische Zusammensetzung und die Feinheit zu erfüllen. Der Vorschlag beinhaltet keine zusätzlichen Anforderungen an den Aktivitätsindex, da dieser einerseits von den in Tabelle 1 genannten, aber auch andererseits vom gewählten Prüfzement abhängt. Üblicherweise ist der Aktivitätsindex umso höher, je weniger leistungsfähig der Prüfzement ist. Er kann dadurch nicht als absolutes Qualitätskriterium dienen.

Für die in Tabelle 1 angegebenen Werte ist zu beachten, dass sie nur für Kombinationen aus Hüttensandmehl nach DIN EN 15167-1 und CEM I-Zement nach DIN EN 197-1 gelten! Außerdem ist der Austausch des CEM I-Zements durch Hüttensandmehl auf maximal 50 M.-% zu begrenzen. Ferner gilt, dass der Gesamtgehalt an Hüttensandmehl und CEM I-Zement die Anforderung an den für die verschiedenen Expositionsklassen in DIN 1045-2 vorgeschriebenen Mindestzementgehalt erfüllen muss.

**Überprüfung eines k-Werts von 0,8 im Praxistest**

Im Rahmen einer Zulassung im Einzelfall wird derzeit der vorgeschlagene k-Wert von

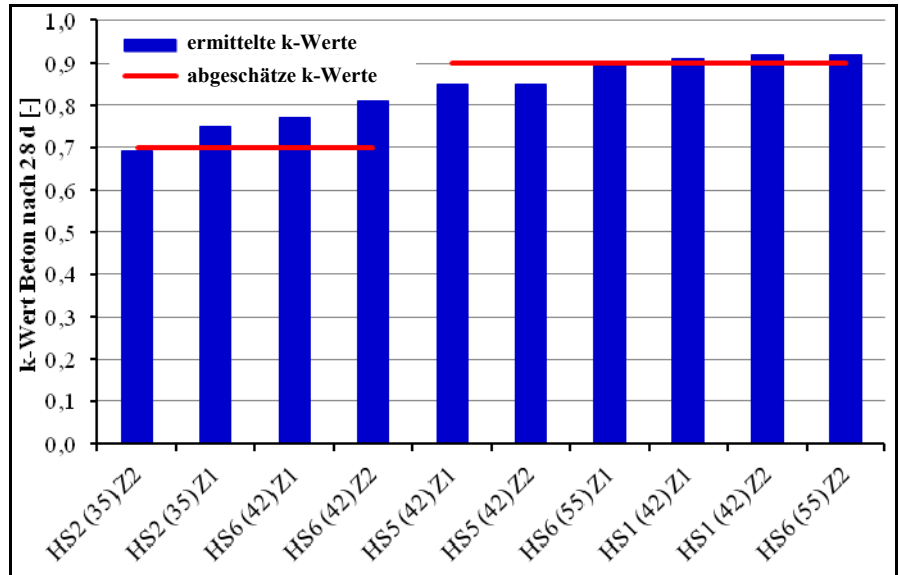


Bild 3: Vergleich der für die Karbonatisierungsuntersuchungen zunächst abgeschätzten mit den später betontechnisch ermittelten k-Werten

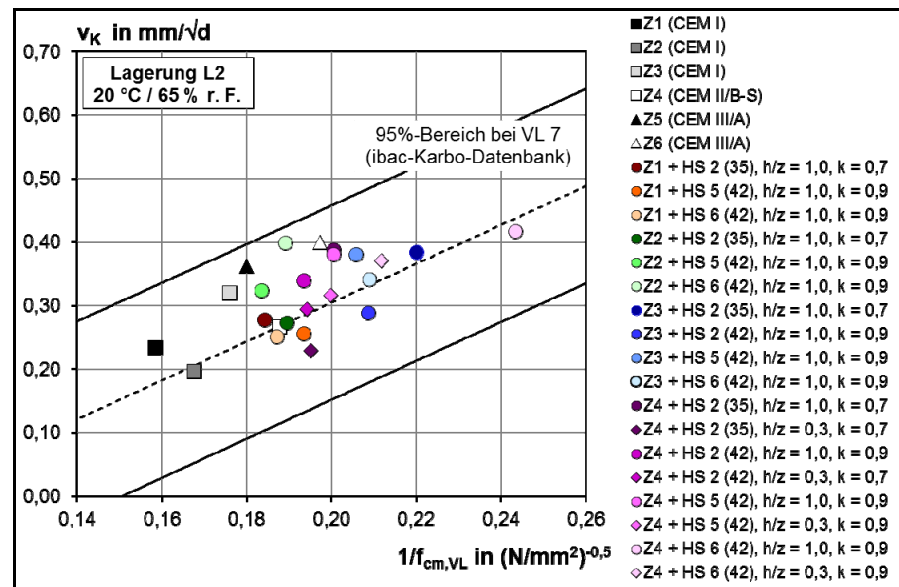


Bild 4: Zusammenhang zwischen Karbonatisierungsgeschwindigkeit im Laborklima (20 °C und 65 % r. F.) und dem Reziprokwert der 7 d-Betondruckfestigkeit

HSM-Parameter			$k_1 = 0,6$	$k_2 = 0,8$		
Glasgehalt		Vol.-%	$\geq 67$	$\geq 90$		
Chemische Reaktivität	(C+M)/S	-	$\geq 1,0$	$\geq 1,0$	$\geq 1,20$	$\geq 1,30$
	F-Wert	-	-	-	$\geq 1,30$	$\geq 1,50$
	TiO <sub>2</sub> -Gehalt	M.-%	-	$\leq 1,00$		1,01 – 1,50
Feinheit (Blaine)		cm <sup>2</sup> /g	$\geq 2750$	$\geq 5200$	$\geq 4000$	

Tabelle 1: Vorschlag für unterschiedliche k-Werte in Abhängigkeit von Eigenschaften des Hüttensandmehls

<sup>1)</sup> F-Wert =  $(CaO + 0,5 \cdot S^{2-} + 0,5 \cdot MgO + Al_2O_3) / (SiO_2 + MnO)$



0,8 auf einer Baustelle im Praxistest überprüft. Zunächst ist dazu ein industriell erzeugtes Hüttensandmehl identifiziert worden, das die Kriterien für einen k-Wert von 0,8 erfüllt (Tabelle 1). Es war zuvor nicht Bestandteil des Untersuchungsprogramms. Für die Zulassung wurde zunächst nachgewiesen, dass es die Grundanforderungen an DIN EN 15167-1 sowie die erweiterten Anforderungen für  $k_2 = 0,8$  (Tabelle 2) erfüllt. Es wurde ein k-Wert von 0,96 ermittelt.

Im Transportbetonwerk der Fa. Elskes GmbH & Co. KG wurden fünf Betonsorten der Festigkeitsklassen C12/15 bis C30/37 unter Berücksichtigung des k-Werts von 0,8 projektiert. Die Festigkeitsanforderungen wurden im Rahmen der Erstprüfung ziel-sicher eingehalten. Die Konsistenz war problemlos mittels Betonverflüssiger auf den gewünschten Zielwert einzustellen. Auch war der Konsistenzverlust, der als Abnahme der Ausbreitmaße nach 5 bzw. 45 Minuten definiert wurde, vergleichbar zu den entsprechenden Betonen mit Hochofenzement und Steinkohlenflugasche als Betonzusatzstoff.

Die Betone werden seit Mai 2015 auf einer Einfamilienhausbaustelle für sehr verschiedene Bauteile, wie Fundamente, Bodenplatte, Stützen und Decken, eingebaut. Das für die Baumaßnahme angelieferte Hüttensandmehl und der CEM I 42,5 R wurden beprobt. Am 06.05.2015 wurden die ersten 15 m<sup>3</sup> Beton der Festigkeitsklasse C25/30 für die Streifenfundamente geliefert und mit einer Betonpumpe problemlos eingebaut (Bild 5). Über den Fortgang der Arbeiten wird an anderer Stelle berichtet werden.

### Performance-Konzepte

Die beiden in Europa angewendeten Performance-Konzepte zur Anwendung von Hüttensandmehl als Betonzusatzstoff sind z. B. in [3, 4] eingehend beschrieben worden. Ihre künftige Anwendung in Deutschland muss noch im Rahmen der nationalen Betonnormung geregelt werden. Der Vorteil der Performance-Konzepte gegenüber dem k-Wert-Konzept liegt in der maximalen Nutzung des individuellen Hüttensandpotentials. Ihr Nachteil besteht in einer deutlich aufwendigeren Prüfung von Mörteln bzw. Betonen.

#### – Bindemittelaustauschkonzept (EPCC)

Das Bindemittelaustauschkonzept (Equivalent Performance of Combinations Con-

cept) ist in Großbritannien in BS 8500-2 genormt. Es sieht die Verwendung von Hüttensandmehl-Portlandzement-Kombinationen, die in Mörteln nach DIN EN 196 geprüft werden, in Beton in der Weise vor, wie auch vergleichbare Zemente verwendet werden können. Im Rahmen des Forschungsvorhabens wurde für die sechs Hüttensandmehle (Bild 1) die maximale Austauschrate für jede Kombination mit den drei verschiedenen CEM I 42,5 R ermittelt. Die gewählten Anforderungen an die Mörteldruckfestigkeit wurden bei allen Kombinationen über einen weiten Zusammensetzungsbereich erfüllt. Mit Ausnahme der Kombinationen mit Hüttensandmehl HS 2 (35) und Zement Z1 bzw. Z2 war für die obere Begrenzung des Hüttensandmehlgehalts immer die Mörteldruckfestigkeit im Alter von 2 Tagen maßgebend. Bei einem maximalen Hüttensandmehlgehalt von 65 M.-%, würden sich Mörteldruckfestigkeiten im Alter von 28 Tagen von ca. 52 MPa bis 60 MPa ergeben. Diese Festigkeiten liegen in der Größenordnung von handelsüblichem Hochofenzement CEM III/A 42,5 N. Dies ist auch zu erwarten, da sowohl die Hüttensandgehalte als auch die verwendeten Feinheiten in der Größenordnung lagen, wie sie bei diesen Zementen üblich sind.

Mit umfangreichen Betonversuchen wurde gezeigt, dass der allgemein bekannte beton-technologische Zusammenhang zwischen Druckfestigkeit des Bindemittels (CEM I + Hüttensandmehl), w/b-Wert des Betons und Betondruckfestigkeit (Walzkurve) auch bei den Betonen mit Hüttensandmehl als Betonzusatzstoff besteht (Bild 6). Die Untersuchungen zeigten ferner, dass Beton, der nach diesem Konzept hergestellt wird, eine vergleichbare Leistungsfähigkeit in Bezug auf seine Frischbetoneigenschaften, Druckfestigkeitsentwicklung und Dauerhaftigkeit aufweist, wie Beton mit den entsprechenden hüttensandhaltigen Zementen.

#### – Konzept gleicher Betonleistungsfähigkeit (ECPC)

Beim Konzept gleicher Betonleistungsfähigkeit (Equivalent Concrete Performance Concept) wird die individuelle Leistungsfähigkeit des zu beurteilenden Bindemittels aus Hüttensandmehl und Portlandzement im Beton vergleichend zu einem Referenzbeton mit entsprechendem hüttensandhaltigem Zement beurteilt. Der Betonzusatzstoff wird bei der Betonkonzeption voll angerechnet. Neben der Ermittlung der Druckfestigkeitsentwicklung sind Untersuchungen zur Dauerhaftigkeit not-

wendig, die sich nach den vorgesehenen Anwendungsgebieten des Betons richten.

HSM-Parameter		HSM
Glasgehalt	Vol.-%	100
Chemische Reaktivität	(C+M)/S	1,33
	F-Wert	1,57
	TiO <sub>2</sub> -Gehalt	M.-%
Feinheit (Blaine)	cm <sup>2</sup> /g	4350

Tabelle 2: Eigenschaften des für den Werksversuch geplanten Hüttensandmehls



Bild 5: Betonage der Streifenfundamente mit Beton C25/30 unter Verwendung von Hüttensandmehl als Betonzusatzstoff

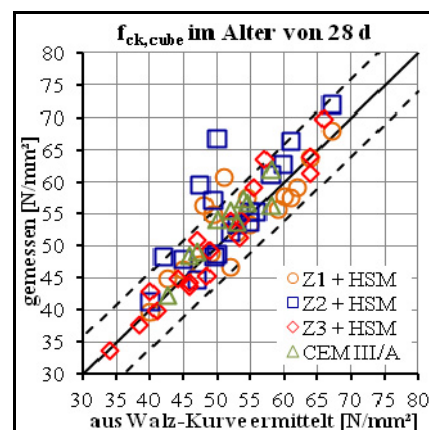


Bild 6: Vergleich der gemessenen 28 d-Betondruckfestigkeiten mit den aus der Walz-Kurve abgeleiteten Festigkeiten

Stellvertretend für die vielen Untersuchungen zu den Frischbetoneigenschaften, zur Festigkeitsentwicklung und zur Dauerhaftigkeit, werden an dieser Stelle nur Untersuchungen zum Chlorideindringwiderstand nach dem Merkblatt der Bundesanstalt für Wasserbau (BAW) "Chlorideindringwiderstand von Beton" [5] dargestellt. Dabei wird in einer Migrationszelle die Prüffläche einer Betonprobe mit einer Chloridlösung und die gegenüberliegende Seite mit einer Kalilauge beaufschlagt. Durch das Anlegen einer Gleichspannung wandern die Anionen der Chloridlösung durch den Prüfkörper in Richtung der Anode. Zum Versuchsende wird anhand der gemessenen Eindringtiefe der Chloridionen in dem Beton der Migrationskoeffizient berechnet. Untersucht wurden Betone mit jeweils 160 kg/m<sup>3</sup> Hüttensandmehl und CEM I 42,5 R und einem Wasser-Bindemittel-Wert von 0,45. Aus Bild 7 geht hervor, dass unabhängig vom verwendeten Hüttensandmehl die Betone mit Hüttensandmehl als Betonzusatzstoff einen vergleichbar niedrigen Migrationskoeffizienten aufweisen, wie die Betone mit Hochofenzement CEM III/A 42,5 N. Der Widerstand gegenüber dem Eindringen von Chloriden (Expositionsklasse XS gemäß DIN EN 206) ist somit vergleichbar hoch.

Auch alle weiteren Untersuchungen zu den Frischbetoneigenschaften, zur Festigkeitsentwicklung und zur Dauerhaftigkeit zeigen, dass Beton, der nach dem Konzept gleicher Betonleistungsfähigkeit hergestellt wird, mit Beton vergleichbar ist, der mit hüttensandhaltigen Zement hergestellt wird.

## Zusammenfassung

Im Rahmen dieses aufwändigen Forschungsvorhabens wurden erstmalig alle drei in der europäischen Betonnorm DIN EN 206 verankerten Anwendungskonzepte für Hüttensandmehl als Betonzusatzstoff auf Basis gleicher Ausgangsstoffe vergleichend überprüft. Es zeigte sich, dass grundsätzlich alle drei Konzepte sicher anwendbar sind. Die Leistungsfähigkeit eines spezifischen Hüttensandmehls wird bei den beiden Performancekonzepten EPCC und ECPC besser genutzt als bei dem pauschalen k-Wert-Konzept. Dafür ist aber auch ein umfangreicher und vor allem kontinuierlicher Prüf- und Überwachungsaufwand notwendig, wohingegen nach Festlegung eines k-Werts oder mehrerer k-Werte in Abhängigkeit von bestimmten stofflichen Voraussetzungen keine zusätzlichen betontechnischen Prüfungen erforderlich sind.

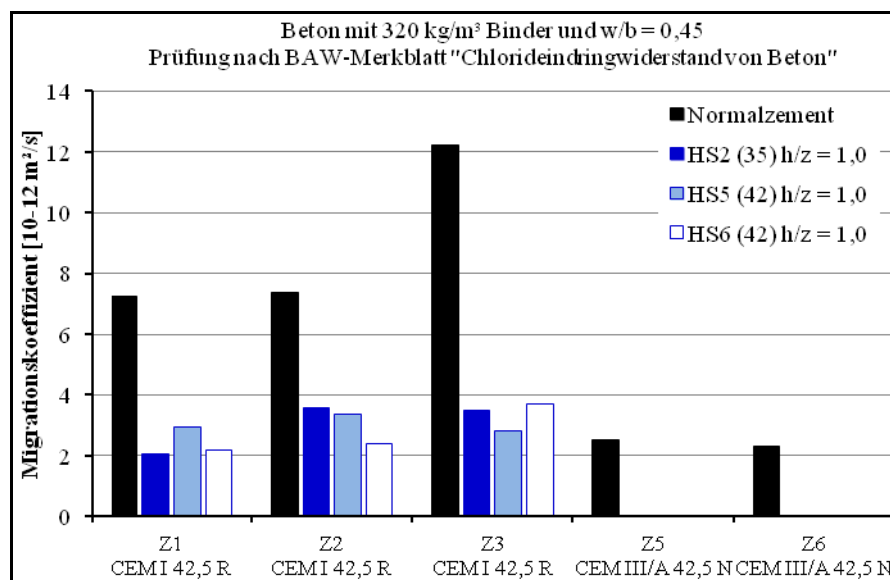


Bild 7: Chloridmigrationskoeffizient der Betone gemäß [5]

Auf Basis der Untersuchungsergebnisse werden für Hüttensandmehle zwei verschiedene k-Werte in Höhe von 0,6 und 0,8 empfohlen. Die jeweils verschiedenen Anforderungen an Glasgehalt, Basizität, TiO<sub>2</sub>-Gehalt und Feinheit des Hüttensandmehls wurden in fünf Kategorien definiert. Diese Parameter sind in DIN EN 15167-1 bereits definiert.

Für beide Performance-Konzepte ist eine kontinuierliche Überprüfung der Leistungsfähigkeit der spezifischen Hüttensandmehl-CEM I-Kombinationen nötig. Insbesondere beim ECPC gilt, dass die Leistungsfähigkeit des Betons zielsicher und praxisgerecht beurteilt werden muss. Grundvoraussetzung hierfür sind leistungsfähige und allgemein anerkannte Prüfverfahren sowie allgemeingültige Abnahmekriterien. Da letztere nicht vorliegen oder umstritten sind, muss stets begleitend ein Referenzbeton geprüft werden.

In 2014 wurden die vorbereitenden Arbeiten zu einem Praxistest unter Anwendung eines erhöhten k-Werts in Höhe von 0,8 abgeschlossen. Der Versuch wird seit Mai 2015 in enger Abstimmung mit der Bauaufsicht und unter Begleitung der beiden Forschungsstellen FEhS-Institut und ibac durchgeführt.

Hinweis: Es ist an dieser Stelle unmöglich, die Vielzahl der Untersuchungsergebnisse erschöpfend zu diskutieren. Es sei daher auf bereits erfolgte Vorstellungen in der Fachöffentlichkeit [6, 7, 8] sowie auf geplante Vorträge [9, 10] und Publikationen verwiesen.

## Dank

Das IGF-Vorhaben Nr. 16743 N der Forschungsvereinigungen VDEh-Gesellschaft zur Eisenforschung mbH und Forschungsgemeinschaft Transportbeton e.V. wurde über die AiF im Rahmen des Programms zur Förderung der Industriellen Gemeinschaftsforschung (IGF) vom Bundesministerium für Wirtschaft und Energie aufgrund eines Beschlusses des Deutschen Bundestages gefördert. Dafür sei an dieser Stelle ausdrücklich gedankt. Dank gebührt auch den beteiligten Industriepartnern.

## Literatur

- [1] Ehrenberg, A.: Hüttensandmehl als Betonzusatzstoff - Aktuelle Situation in Deutschland und Europa, Beton-Informationen 50 (2010), Heft 3/4, S. 48-63
- [2] Vollpracht, A., Rasch, S., Soliman, I., Brameshuber, W.: Erarbeitung von Anwendungsregeln für Hüttensand als Betonzusatzstoff gemäß der harmonisierten Europäischen Stoffnorm, Institut für Bauforschung der RWTH Aachen (ibac): Forschungsbericht F 7038, Kurzbericht in DIBt-Mitteilungen Nr. 6 (2009), S. 217-218
- [3] Abbrock, O. et al.: Sachstandbericht - Hüttensandmehl als Betonzusatzstoff: Sachstand und Szenarien für die Anwendung in Deutschland, DAfStb-Schriftenreihe, Heft 569, Beuth Verlag, Berlin 2007

- [4] DIN CEN/TR 16639:2014-06; DIN SPEC 18096:2014-06: k-Wert-Ansatz, Prinzipien des Konzepts der gleichwertigen Betonleistungsfähigkeit und Konzept der gleichwertigen Leistungsfähigkeit von Kombinationen aus Zement und Zusatzstoff
- [5] o. V.: Merkblatt: Chlorideindringwiderstand von Beton (MCL), Bundesanstalt für Wasserbau Karlsruhe, Hamburg, Ilmenau, Dezember 2012
- [6] Ehrenberg, A.: Hüttensandmehl als Betonzusatzstoff – Eine Alternative zum Hochofenzement? Vortrag bei der Seminarveranstaltung des Verbands der Transportbeton- und Mörtelindustrie Hessen-Rheinpfalz e.V. und des Baustoffüberwachungsvereins Transportbeton – Mörtel Mitte e.V. am 03.02.2011, Bad Breisig, 2011
- [7] Feldrappe, V., Nobis, C.: Entwicklung von Anwendungsregeln für Hüttensandmehl als Betonzusatzstoff, Vorträge beim 47. Aachener Baustofftag am 09.04.2014, Aachen, 2014
- [8] Feldrappe, V.: Hüttensandmehl als Betonzusatzstoff, Vortrag bei der 2. Jahrestagung und dem 55. Forschungskolloquium des DAfStb, 26.-27.11.2014, Düsseldorf, 2014
- [9] Feldrappe, V., Ehrenberg, A.: Die Anwendung von Hüttensandmehl als Betonzusatzstoff: Die Performance-Konzepte der DIN EN 206, 14. Int. Baustofftagung, - ibausil -, Weimar, 16.-19.9.2015, (geplant)
- [10] Feldrappe, V., Ehrenberg, A.: The Use of Ground Granulated Blast Furnace Slag as Concrete Addition: Performance Concepts of the European concrete standard DIN EN 206, 8. European Slag Conference, Linz, 21.-23.10.2015, (geplant)

## Ein Verfahren zur trockenen Erstarrung schmelzflüssiger Hochofenschlacke mit dem Ziel der Wärmerückgewinnung

Dr.-Ing. A. Ehrenberg, Dr.-Ing. D. Mudersbach (FEhS – Institut für Baustoff-Forschung e. V.)  
Dipl.-Ing. A. Werner (Primetals Technologies), Dr.-Ing. V. Danov (Siemens AG)

### Einleitung

Die Idee, die Hochofenschlacke nicht nass zu Hüttensand zu granulieren, sondern mittels eines trockenen Verfahrens schnell abzukühlen, ist nicht neu. So schrieb Grün bereits 1943: "Durch die Einführung zweckmäßiger Granuliereinrichtungen können an Stelle des jetzt meist herangezogenen Schlackensandes, der 15 bis 25 % Wasser oder mehr enthält, trockene Schlacken oder solche mit ganz geringem Wassergehalt erzeugt werden, welche die Verkehrsmittel weniger belasten als der Schlackensand und die keine Trockenkosten erfordern. Auf die Erzeugung derartiger Schlacke ist hinzuwirken". Standen seinerzeit ganz die Vorteile einer trockenen Abkühlung bei der Nutzung des Hüttensands als Zementbestandteil im Vordergrund, so entstand Jahrzehnte später der Wunsch, den erheblichen Wärmeinhalt der flüssigen Hochofenschlacke (Angaben variieren von 1,6-1,9 GJ/t) zu nutzen. In Deutschland summiert sich dieser Wärmeinhalt auf rd. 14 PJ/a. Das bisher ungenutzte energetische Leistungspotential der Abwärme aus der Schlackenabkühlung summiert sich weltweit heute auf etwa auf ca. 80 GW<sub>th</sub>.

Auch für eine Wärmerückgewinnung ist eine trockene Erstarrung der Schlacke Voraussetzung und es wurden dazu sehr unterschiedliche Verfahren entwickelt. Eine Literaturstudie des FEhS-Instituts zeigt jedoch, dass kein Verfahren bisher betrieb-

lich umgesetzt wird, das trockene Abkühlung und Wärmerückgewinnung kombiniert. Ursache dafür sind z. B. die technischen Schwierigkeiten beim Umgang mit flüssiger Schlacke, die oftmals unterschätzt werden. Gleichzeitig hat sich im Laufe der Jahrzehnte weltweit die nasse Granulation der Hochofenschlacke zur Erzeugung von Hüttensand durchgesetzt, die dessen hochwertige Verwendung als Bestandteil von Bindemitteln sicherstellt. Dieses Verfahren ist aber für eine Wärmerückgewinnung nicht geeignet.

Heute gibt es im Rahmen der zunehmenden Bemühungen um eine Steigerung der Ressourceneffizienz wieder verschiedene technische Entwicklungen, um die thermische Energie flüssiger Hochofenschlacke zu nutzen und gleichzeitig ein glasiges Produkt zu erzeugen, dessen latent-hydraulische Eigenschaft der des Hüttensands entspricht. Ob sich ein Verfahren in der Eisen- und Stahlindustrie etablieren können, hängt letztlich davon ab, ob es betrieblich zuverlässig umsetzbar ist, ob eine ausreichende Produktqualität gewährleistet wird und ob es wirtschaftlich ist. Letzteres wiederum hängt unter anderem von der Strompreissituation und auch, insbesondere in Europa, von politischen Rahmenbedingungen ab.

In Kooperation mit Siemens und Siemens VAI (heute Primetals Technologies) führte das FEhS-Institut mit Unterstützung des BMWi in den Jahren 2011-2014 ein auf-

wändiges Forschungsvorhaben durch mit dem Ziel, dass in den 1980er-Jahren von Davy entwickelte und in Redcar (UK) getestete Rotating-Cup-Verfahren an heutige Anforderungen anzupassen und insbesondere um eine Wärmerückgewinnung zu erweitern.

### Ziel und Aufbau des Projektes

Ziel des Projektes zur Trockengranulation (DSG - "Dry slag granulation") war es, die verfahrenstechnischen Grundlagen sowie ein abgestimmtes Konzept zu erarbeiten, um die beim Hochofenprozess erzeugte und beim Abstich ca. 1500°C heiße Schlacke trocken abzukühlen, dabei ein glasiges Material zu erhalten und die thermische Energie der Schlacke weitestgehend für eine weitere Nutzung zurückzugewinnen. Einen Schwerpunkt bildete, dass das Verfahren eine hohe Verfügbarkeit besitzen und robust gegen kurzfristige Schwankungen der Eigenschaften und Menge der schmelzflüssigen Schlacke sein muss.

Die Wärmerückgewinnung ist im Hinblick auf die Wirtschaftlichkeit der Gesamtanlage ein wichtiger Baustein. Die für die Wärmeauskopplung aus der Granulatorabluft benötigten Komponenten, z. B. für Dampf- bzw. Stromerzeugung, sind jedoch konventioneller Art. Deshalb konzentrierten sich die Arbeiten auf den eigentlichen Granulationsprozess, die Produktqualität sowie auf die Anbindung der Abluft an eine potentiell



nachgeschaltete Wärmerückgewinnung. Die eigentliche Wärmerückgewinnung konnte aufgrund der Bedingungen in Labor und Technikum (insbesondere keine Einstellung von stationären Bedingungen) zwangsläufig nur modelliert werden.

Zur Umsetzung des Projektes wurden 4 Projektphasen definiert. Die ersten 2 Phasen waren Bestandteil des Forschungsvorhabens. Mit Laborversuchen im FEhS-Institut (Phase 0) und Technikumsversuchen an der Montanuniversität Leoben (Phase 1) sowie Prozesssimulationen wurden die Grundlagen für den Bau von "Granulatoren" im betrieblichen Maßstab gelegt. Dieser soll in zwei Stufen unterschiedlicher Größenskalierung erfolgen (Phasen 2 und 3).

Die Aufgaben des FEhS-Instituts im Rahmen des Projektes bestanden im Einbringen des Wissens um die spezifischen Eigenschaften der flüssigen Schlacke, in Laborversuchen zur Ermittlung von Kenndaten für die Prozesssimulation bei Siemens und in der Charakterisierung und Bewertung der Eigenschaften der trocken erzeugten DSG-Pellets.

### Konzeption der Anlage

Bild 1 zeigt die Gesamtkonzeption der Trockengranulationsanlage, wie sie im Siemens-Patent WO 2011/036180 A1 beschrieben wird.

### Experimentelle Untersuchungen

#### – Laboruntersuchungen zum Abkühlverhalten

Da experimentell das Abkühlverhalten eines Schlackepartikels während seiner Flugbahn und beim Aufprall auf die Granulatorwand nicht ermittelt werden kann, hat das FEhS-Institut das Abkühlverhalten schmelzflüssiger Hochofenschlacken unterschiedlicher Basizität (0,84 bzw. 1,21) und Temperatur (1370°C-1530°C) in Kokillen aus Grauguss und Kupfer an verschiedenen Punkten (Rand bis Kern) meßtechnisch erfasst, Bild 2 (links). Am Rand (1), also der Kontaktfläche zur kalten Kokille, wurde die höchste Abkühlrate und im Kern (4) wurde die geringste Abkühlrate erwartet und auch gemessen, Bild 2 (rechts). Neben der Ermittlung des Abkühlverhaltens war es auch Ziel dieser Laborversuche, den Einfluss der verschiedenen Randbedingungen (Kokillenmaterial, Messpunkt, Schlackenzusammensetzung und Abstichtemperatur und damit Schlackenviskosität) auf die

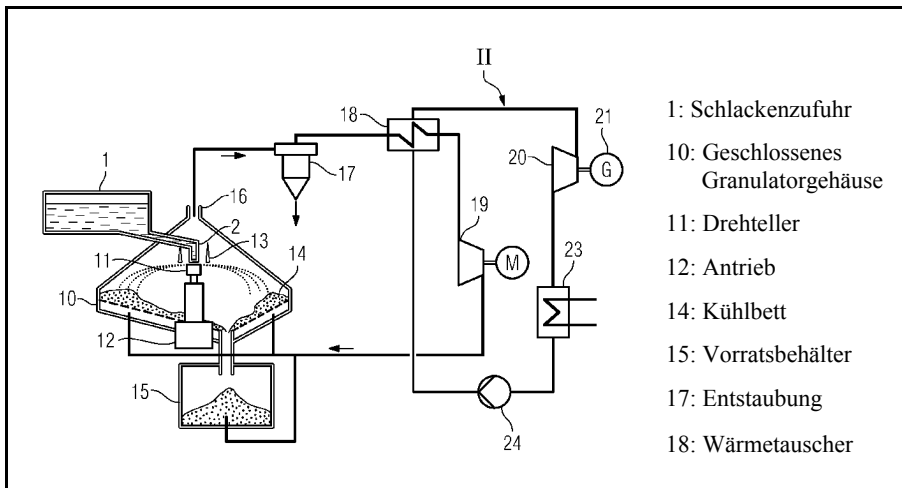


Bild 1: Gesamtkonzeption der Trockengranulationsanlage (aus WO 2011/036180 A1)



Bild 2: Versuchsanordnung zur Ermittlung des Abkühlverhaltens von schmelzflüssiger Hochofenschlacke in einer Graugußkokille und zugehörige Temperaturen in der erstarrenden Schlacke

Produktqualität und hier insbesondere auf den Glasgehalt zu untersuchen.

Die Kupferkokille zeigte erwartungsgemäß die deutlich höhere Abkühlgeschwindigkeit. Somit konnte indirekt auch der Unterschied zwischen einer konventionellen Wassergranulation (Kupferkokille) und der neuartigen Trockengranulation (Graugußkokille) simuliert werden. Die Abkühlgeschwindigkeit hat wesentlichen Einfluss auf den Glasgehalt der erstarrten Schlacke. Es muss sichergestellt werden, dass die Transformations-temperatur  $T_g$  der Hochofenschlacke, die zwischen 700°C und 800°C liegt, schnell unterschritten wird.

Bei der Kupferkokille betrug der Glasgehalt stets 100 Vol.-%, unabhängig von Schlackenzusammensetzung oder -temperatur. Bei der Graugußkokille zeigten sich hingegen deutliche Abhängigkeiten. Die Glasgehalte variierten zwischen 20 Vol.-% und 100 Vol.-%. Eine niedrige Schlackenbasizität führte unter sonst gleichen Bedingungen stets zu höheren Glasgehalten, da mit einem höheren  $\text{SiO}_2$ -Gehalt mehr Netzwerkbildner

zur Verfügung stehen. Erhöhte Abstichtemperaturen führten bei konstanter Basizität zu geringeren Glasgehalten, da der bei hohen Abstichtemperaturen erhöhte Wärmeinhalt der Schlacke deren schnelle Erstarrung erschwerte. Der Glasgehalt der erstarrten Schlacke ist von wesentlicher Bedeutung für deren latent-hydraulisches Verhalten. Die überwiegende Zahl heutiger nass granulierter Hüttensande weist Glasgehalte > 90 Vol.-% auf. Untersuchungen des FEhS-Instituts zeigen, dass bei Glasgehalten < 80 Vol.-% mit einer Einschränkung der Hüttensandreaktivität zu rechnen ist.

Die experimentelle Ermittlung des Abkühlverhaltens der Hochofenschlacke bei einer Erstarrung ohne direkten Wasserkontakt im Schmelzlabor des FEhS-Instituts ergab nicht nur wertvolle Daten für die Simulationsrechnungen bei Siemens, sondern zeigte auch die Notwendigkeit auf, dass eine Trockengranulation so ausgelegt sein muss, dass selbst bei ungünstigen Bedingungen (hohe Basizität und hohe Abstichtemperatur) ein ausreichend hoher Glasgehalt sichergestellt wird.



## – Labor-Drehtelleranlage (Phase 0)

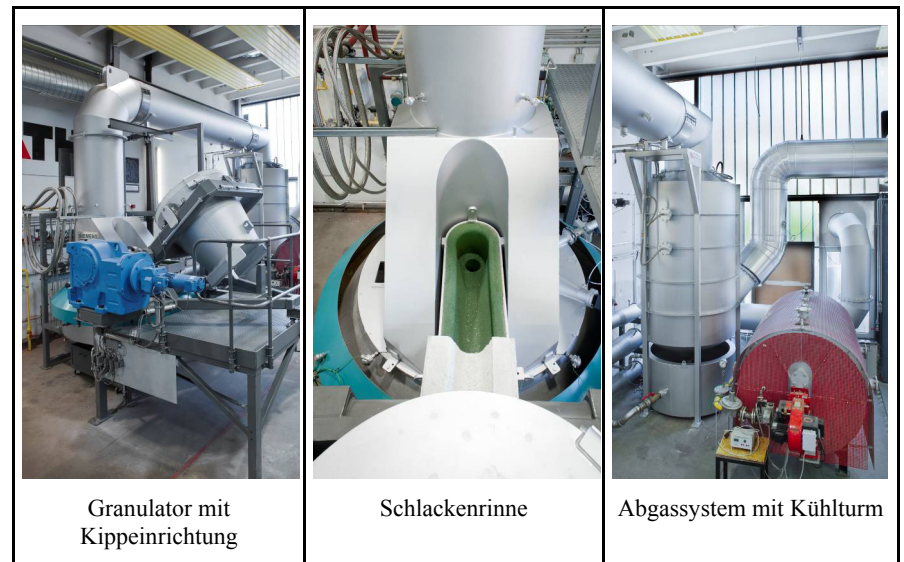
Einen weiteren Beitrag zur Verifizierung der Simulationsrechnungen stellte der Drehtellergranulator im Labormaßstab (Phase 0) dar. Neben den Basisdaten für Modellierung und Anlagenentwicklung konnten mit der Laboranlage auch erste Produkte erzeugt werden, die u. a. hinsichtlich des Glasgehalts charakterisiert wurden. Der große Vorteil des Labor-Drehtellers war die Möglichkeit, eine Vielzahl an Prozeßparametern zu verändern und die dabei entstehenden Granulate zu untersuchen. Folgende Parameter wurden bei den Laborversuchen variiert: Drehtellerbauart, -material, -durchmesser, -drehzahl, Aufgabepunkt der schmelzflüssigen Schlacke in Bezug zur Drehrichtung, chemische Zusammensetzung und Temperatur der Schlacke. Dabei ergaben sich vielfältige Kombinationen für unterschiedliche Laborversuche. Auch Randbedingungen, die für Hochofenschlacken in der Praxis extreme Ausnahmen darstellen, konnten so nachgestellt werden. Beispiele hierfür sind eine sehr unterkühlte Schlacke mit einer Abstichtemperatur von nur 1400°C, die zu einer außergewöhnlich hohen Viskosität führte, oder das Vorhandensein von Schwermetallen, um somit den Einfluss der oxidierenden Bedingungen während der Granulation auf den Oxidationsgrad der Schlacke bzw. der Schwermetalle untersuchen zu können. Auf diese Weise konnten auch Ergebnisse generiert werden, die für andere Schlacken, wie zum Beispiel Stahlwerksschlacken, von Interesse sind.

Die Bauart des Labor-Drehtellers basierte grundsätzlich auf den Erfahrungen mit der Davy-Anlage. Konstruktion und Bau erfolgten in der institutseigenen Werkstatt. Hauptkomponenten der Laboranlage ([Bild 3](#)) sind ein offener Auffangzylinder mit nicht gekühlten Aufprallflächen und ein darin mittig installierter Drehteller, der mit Schnellspannverschluss ausgetauscht werden kann. Der Vorteil des offenen Auffanggefäßes ist die Möglichkeit, das Zersprätzen der schmelzflüssigen Schlacke in Gänze beobachten und den Aufgabepunkt des Schlackenstrahls gezielt steuern zu können. Eine Simulation der Wärmerückgewinnung ist mit einem solchen offenen System hingegen naturgemäß nicht möglich.

Die Laborversuche lieferten vielfältige Informationen. Sie zeigten u. a., dass eine Rekristallisation der zersprätzten und glasig erstarrten Schlacke stattfinden kann, wenn die Aufprallfläche nicht gekühlt wird oder eine besondere Konstruktion der Aufprall-



[Bild 3](#): Labor-Drehtelleranlage



[Bild 4](#): Drehteller-Technikumsanlage

fläche die Agglomeration der noch heißen Schlackenpartikel nicht verhindert.

## – Technikumsanlage (Phase 1)

Die Trockengranulationsanlage im Technikumsmaßstab wurde bei einem deutschen Anlagenbauer nach Siemens-Vorgaben gefertigt. Aufgestellt wurde sie im Technikum der Montanuniversität Leoben, da dort mit dem sogenannten "Flash-Reaktor" ein 300 kg-Schmelzaggregat zur Verfügung stand. Neben dem eigentlichen Granulator waren erhebliche weitere Installationen notwendig: Abgasstrecke (Zu- und Abluftleitungen, Wasserkühlturm, Tropfenabscheider, Schalldämpfer), Saugzuggebläse, Motoren, eine ausgefeilte Mess- und Regeltechnik, Feuerfestzustellung für Schlackenkübel und Schlackerinne, Brennerstände für die Vorwärmung von Schlackenkübel und Schlackerinne und letztlich Pumpen und Verrohrung für den Wasserkühlturm.

Insgesamt wurden drei umfangreiche Versuchskampagnen durchgeführt, bei denen zwei sehr unterschiedliche Hüttensande zunächst aufgeschmolzen und anschließend unter Variation zahlreicher Parameter

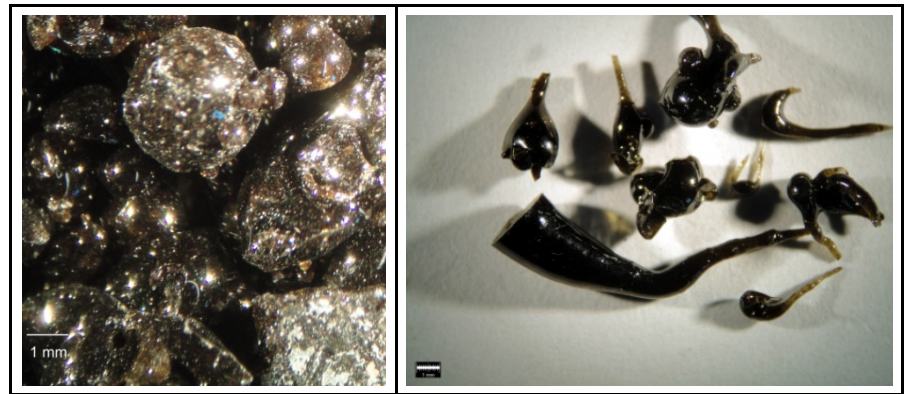
trocken granuliert wurden. Gemäß der Ziele des Forschungsvorhabens lagen die Schwerpunkte der Kampagnen bei der Optimierung des Schlackenhandlings sowie der Anpassung der Anlagenfahrweise, der Erzeugung einer möglichst hohen Ablufttemperatur im Hinblick auf eine optimale Wärmerückgewinnung und der Erzeugung eines ausreichend glasigen Schlackenproduktes.

Aus [Bild 4](#) geht der komplexe Aufbau der Technikumsanlage hervor.

In den Technikumsversuchen wurden wichtige Erfahrungen zum Prozess der trockenen Schlackengranulation mittels Drehtellerverfahren gewonnen. Diese Erkenntnisse bilden nun die maßgebliche Basis für Konzeption und Engineering einer betrieblichen Versuchsanlage (Phase 2) und einer Pilotanlage (Phase 3).

Wie im Labor zeigte sich auch im Praxistest, dass die Viskosität der Hochofenschlacke eine der wichtigsten Einflussgrößen für einen erfolgreichen Granulationsprozess darstellt. Diese physikalische Größe wird maßgeblich von der chemischen Zusammensetzung und der Temperatur der

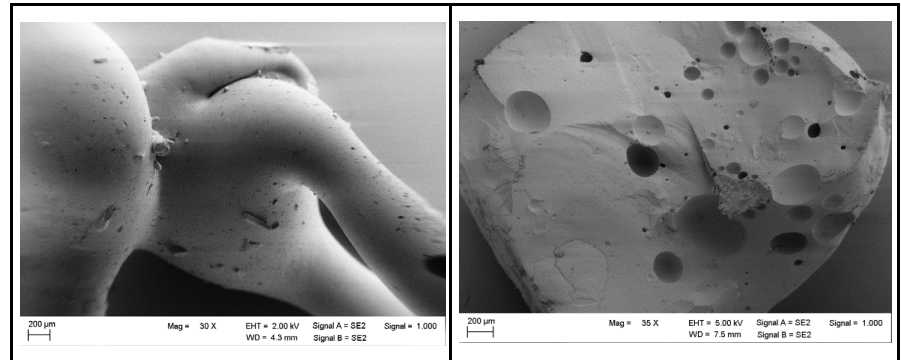
Schlacke bestimmt. Hinsichtlich der chemischen Zusammensetzung konnte dies durch die Verwendung der zwei Hüttsande als Basismaterial, die einfache Basizitäten von 0,88 und 1,20 aufwiesen, sehr gut dargestellt werden. Hinsichtlich des Temperatureinflusses zeigte sich, dass die Temperaturverluste vor Eintritt der Schlacke in die Anlage möglichst gering gehalten werden müssen. Eine Verarbeitung sollte daher möglichst unmittelbar nach dem Abstich der Schlacke aus dem Hochofen erfolgen.



**Bild 5:** DSG-Pellets der 3. Kampagne im Auflichtmikroskop

Auch die Anlagengeometrie spielt eine wichtige Rolle. So erfolgte z. B. eine Optimierung des Auslaufes (Düsenstein) der Schlackenrinne am Granulator. Durch eine veränderte Geometrie konnte ein gleichmäßigerer Schlackenstrom und somit eine homogenere Schlackenzufuhr auf den Drehteller erreicht werden.

Bei allen Versuchen zeigte sich die Bedeutung einer korrekten Luftverteilung am Granulatorboden, die maßgeblichen Einfluss auf die Durchströmbarkeit des Bettes aus Schlackenpellets nimmt. Sowohl das Vermeiden einer Rekristallisation als auch ein möglichst hoher Energieaustrag hängen davon ab.



**Bild 6:** DSG-Pellets der 3. Kampagne im REM (rechts Bruchfläche)

Hinsichtlich der optimalen Drehtellergeschwindigkeit konnte eine gute Abstimmung für sowohl basische als auch saure Schlacken gefunden werden, die bei gleicher Temperatur sehr unterschiedliche Viskositäten aufwiesen.

In Bezug auf die Wirksamkeit einer Wärmerückgewinnung konnte gezeigt werden, dass ein ausreichend hohes Temperaturniveau der Abluft erreicht werden kann. Generell muss im Hinblick auf eine Nutzung der Schlackenwärme natürlich bei jedem denkbaren Verfahren berücksichtigt werden, dass Schlacken- und Wärmefluss nicht kontinuierlich zur Verfügung stehen und auch während der Abstichzeiten gewissen Schwankungen unterliegen. Diese Tatsache erfordert bei der Nutzung der Wärmerückgewinnung, insbesondere bei der Erzeugung von Heißdampf zur Stromerzeugung mittels Dampfturbinen, entsprechende technische Maßnahmen.

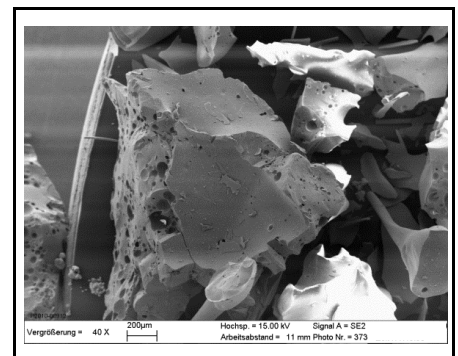
### – Produktuntersuchungen

Im Rahmen der Technikumsversuche kam dem FEHS-Institut insbesondere die Aufgabe zu, die Eigenschaften der trocken erzeugten Schlackenpartikel zu charakterisieren. Dazu zählten die chemische Zusammensetzung, der Glasgehalt, die physi-

kalischen Eigenschaften, die Mahlbarkeit und die zementtechnischen Eigenschaften. Nachfolgend werden einige Beispiele diskutiert, die aus der 3. Versuchskampagne auf Basis des Hüttsands B resultieren.

Die chemische Zusammensetzung der wiederaufgeschmolzenen Hüttsande wurde in allen Versuchskampagnen insbesondere dadurch z. T. signifikant verändert, dass die Feuerfestauskleidung des "Flash-Reaktors" nicht für die Hochofenschlacken geeignet war. Da dieser Reaktor aber im Verlauf des Forschungsvorhabens auch andere Aufgaben wahrzunehmen hatte, war die Feuerfestauskleidung nicht anzupassen. Dies hatte in verfahrenstechnischer Hinsicht insbesondere Konsequenzen für die Viskosität der flüssigen Schlacke und damit ihr Granulationsverhalten und in zementtechnischer Sicht im Hinblick auf die Beurteilung der Leistungsfähigkeit der DSG-Pellets im Vergleich zu konventionell erzeugtem Hüttsand.

Die DSG-Pellets aller Kampagnen wiesen einen kugeligen Habitus auf, **Bild 5** (links). Durch das Umschmelzen in oxidierender Atmosphäre erfolgte eine starke Dunkelfärbung der DSG-Pellets. Diese ist in der betrieblichen Praxis nicht zu erwarten, wie die Erfahrungen mit der Davy-Anlage in Redcar belegen. Bei den DSG-Pellets der



**Bild 7:** Nass granulierter Hüttsand im REM

Kampagne 3 sind zahlreiche "schwänzenförmige" Ausbildungen an den Partikeln erkennbar, die eine Folge der niedrigen Basizität und damit der hohen Viskosität der Schmelze sind, **Bild 5** (rechts) und **Bild 6**.

Der vorwiegend kugelige Habitus der DSG-Pellets ist bei einem späteren industriellen Handling (Lagerung, Transport, Mahlung) zu berücksichtigen, unterscheidet er sich doch signifikant vom splittigen Erscheinungsbild nass erzeugten Hüttsands (**Bild 7**). Es bestätigte sich die in den ersten beiden Kampagnen gemachten Erfahrung, dass zwar aufgrund der hohen Rohdichte der DSG-Pellets für die gleiche Schlackemasse deutlich weniger Volumen benötigt



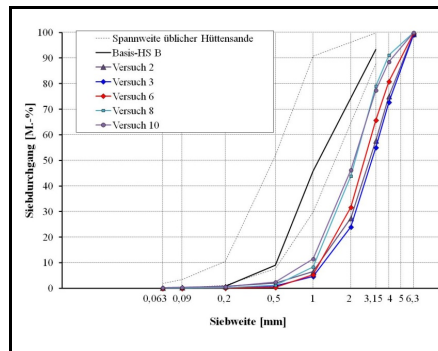
wird, dass aber gleichzeitig aufgrund des guten Fließverhaltens (kleinerer Schüttwinkel im Vergleich zu Hüttensand) der Flächenbedarf bei einer Freilagerung des Materials nur wenig vermindert sein dürfte.

Der überwiegende Anteil der erzeugten DSG-Pellets hatte einen Partikeldurchmesser  $< 6,3$  mm. Die Sieblinien dieses Anteils zeigt **Bild 8**. Sie lagen gegenüber den Sieblinien nass erzeugter Hüttensande etwas in den größeren Bereich verschoben. Auch verglichen mit den DSG-Pellets auf Basis von Hüttensand A lagen die Pellets auf Basis von Hüttensand B im größeren Bereich. Hier hatten die aufgrund der deutlich unterschiedlichen chemischen Zusammensetzung veränderte Viskosität und Oberflächenspannung der flüssigen Schlacke einen wesentlichen Einfluss.

Die in der 3. Kampagne erzeugten DSG-Pellets  $< 6,3$  mm wiesen hohe Glasgehalte von  $> 97$  Vol.-% auf. Grundsätzlich war die niedrige Basizität des Basishüttensands B ( $C/S = 0,84$ ) und der daraus erzeugten Schmelzen ( $C/S = 0,87-0,91$ ) vorteilhaft für die Einstellung hoher Glasgehalte. Die grobe Fraktion  $> 6,3$  mm wies mit 81 Vol.-% einen signifikant geringeren, wenn auch noch ausreichend hohen Glasgehalt auf. Ähnliche Verhältnisse waren auch bei Untersuchungen im FEhS-Institut in früheren Jahren, als bei der konventionellen Hüttensanderzeugung in einigen Fällen der Hochofenschlackenstrahl noch nicht so intensiv zerteilt wurde wie in heutigen Granulationsanlagen, aufgezeigt worden.

Mahlbarkeitsuntersuchungen mittels Zeisel-Test ergaben hinsichtlich des Mahlergiebedarfs keine signifikanten Unterschiede, weder zwischen den DSG-Pellets aus den verschiedenen Kampagnen noch im Vergleich zu herkömmlich erzeugtem Hüttensand. Die Korngrößenverteilungen der in einer Laborkugelmühle für die zementtechnischen Untersuchungen aufbereiteten DSG-Pellets wiesen geringere Steigungsmaße  $n$  auf als die meisten Hüttensandmehle. Dies deutet auf ein anderes Bruchverhalten der DSG-Pellets hin, was z. B. in der inneren Kornstruktur (**Bild 6**, rechts) und/oder einer abkühlungsbedingt anderen Glasstruktur begründet sein könnte. Grundsätzlich sind geringere Steigungsmaße hinsichtlich der Verarbeitbarkeit von Frischmörtel bzw. -beton vorteilhaft.

Es wurde auch die Vickershärte des Hüttensands B und der DSG-Pellets ermittelt. Der Hüttensand B wies eine Vickershärte von  $598 \text{ HV}_{0,1}$  auf. Für die DSG-Pellets B wur-

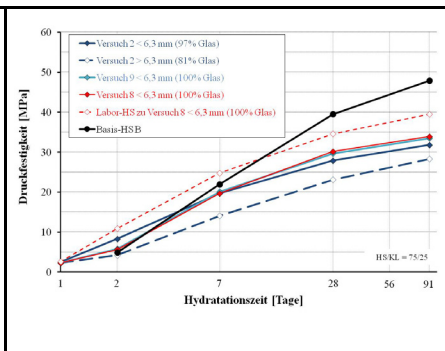


**Bild 8:** Sieblinien der DSG-Pellets der 3. Kampagne im Vergleich zur Spannweite nass granulierter Hüttensande

den Werte von  $632-643 \text{ HV}_{0,1}$  gemessen. Unter Berücksichtigung einer typischen Standardabweichung von etwa  $6 \text{ HV}_{0,1}$  ( $n_1 = 30$ ) kann also vermutet werden, dass bei einer industriellen Mahlung ggf. mit einem etwas höheren Verschleiß gerechnet werden muss.

Für das Erreichen der Projektziele kommt den zementtechnischen Eigenschaften der gemahlten DSG-Pellets maßgebliche Bedeutung zu. Daher wurden zahlreiche Laborzemente mit Schlackegehalten von 50 M.-% und 75 M.-% gemäß der Vorgaben der "Hüttensand-Datei" des FEhS-Instituts hergestellt und hinsichtlich Verarbeitungsverhalten, Festigkeits- und Hydratationswärmeentwicklung untersucht. Da ein Vergleich zu den ebenfalls ermittelten Eigenschaften der Basis-Hüttensande aus den genannten Gründen ausschied wurden zu verschiedenen Versuchen die erzeugten DSG-Pellets im Schmelzlabor des FEhS-Instituts erneut aufgeschmolzen und anschließend nass ganuliert. So sollte ermittelt werden, ob es bei gleichem Glasgehalt einen systematischen Unterschied im Reaktionsverhalten von nass und trocken abgekühlter Hochofenschlacke gab.

Beispielhaft zeigt **Bild 9** die Festigkeitsentwicklung einiger Hochofenzemente CEM III/B mit einem Hüttensand/Klinkerverhältnis von 75/25. Zunächst zeigt der Vergleich der Kurven für die Zemente mit den gemahlten Pellets aus Versuch 2, dass sich der deutlich niedrigere Glasgehalt der Pellets  $> 6,3$  mm negativ bemerkbar machte. Die Zemente mit DSG-Pellets, die hohe Glasgehalte aufwiesen, hatten bei der 2 Tage-Druckfestigkeit meist höhere Werte als der Zement mit dem Basis-Hüttensand B. Dies lässt sich zum Beispiel durch den erhöhten  $\text{Al}_2\text{O}_3$ -Gehalt der Pellets erklären. Die 1 Tage-Druckfestigkeit wurde bei üblicher Hüttensandfeinheit (hier rd.  $4200 \text{ cm}^2/\text{g}$ ) auch beim hüttensandreichen



**Bild 9:** Festigkeitsentwicklung von Hochofenzementen mit 75 M.-% DSG-Pellets der 3. Kampagne

Hochofenzement vom Klinkeranteil bestimmt und variierte folglich nicht. Auffällig ist, dass bei den 28- und 91 Tage-Festigkeitswerten die Zemente mit den DSG-Pellets deutlich hinter dem Zement mit dem Hüttensand B zurückblieben. Dies lässt sich nicht allein mit der technikbedingt veränderten chemischen Zusammensetzung der Pellets begründen. Auch zeigt der Zement mit dem nass granulierten Labor-Hüttensand höhere Festigkeiten als der Zement mit den chemisch identischen DSG-Pellets aus Versuch 8. Als Ursache für dieses Verhalten können unterschiedliche Reaktivitäten infolge unterschiedlicher Glasstrukturen in Frage kommen. Aber auch die rein umschmelzbedingt zum Teil drastisch angestiegenen Schwermetallgehalte der Schlacke (z. B. bis zu  $6078 \text{ mg/kg}$  Chrom) können hier Einfluss genommen haben. Ihre Wirkung zu bewerten ist schwierig, da in herkömmlichen Hüttensanden, die ja aus dem reduzierenden Hochofenprozess stammen, derartige Gehalte auch nicht ansatzweise vorkommen. Ob es also tatsächlich einen systematischen Einfluss der durch die trockene Abkühlung vermutlich anderen Glasstruktur auf die Reaktivität der DSG-Pellets gibt, oder nicht, werden erst die geplanten Untersuchungen zeigen können, die an betrieblich erzeugten Pellets durchgeführt werden sollen.

### Ausblick

Auf Basis der Erkenntnisse des Forschungsvorhabens und weitergehender Prozesssimulationen war es möglich, das Engineering für eine technische Anlage durchzuführen, deren Herzstück ein Granulator mit einem Durchmesser von 6 m bildet (Phase 2). Dieser Granulator soll an einem Hochofen der voestalpine in Linz errichtet werden. Die dort unter betrieblichen Bedingungen (unterschiedliche Schlackenflüsse, verschiedene Schlackenviskositäten etc.) gewonnenen Erfahrungen werden dann die

Basis für eine Pilotanlage bilden, die einen Granulator mit 10 m Durchmesser beinhalten soll (Phase 3).

#### Dank

Das vorgestellte Forschungsvorhaben (Förderkennzeichen: 03ET1052 A-B) wurde im Auftrag des Bundesministeriums für Wirt-

schaft und Energie (BMWi) durchgeführt und durch den Projektträger Jülich (ptj) betreut. Für die Förderung sei an dieser Stelle ausdrücklich gedankt.

#### Hinweis

In diesem Beitrag kann nur auf einige wichtige Erkenntnisse des Forschungsvor-

habens eingegangen werden. Weitere Publikationen und Vorträge zum Projekt erschienen bzw. erscheinen auch an anderer Stelle, zum Beispiel bei der 7. (2012) und 8. (2015) Europäischen Schlackenkonferenz in Ijmuiden bzw. Linz, dem 3. Slag Valorisation Symposium in Leuven (2013) oder dem 14. Internationalen Zementchemiekongress in Peking (2015).

## Eisenhüttenschlacken im Jahr 2014 – Erhebungen zu Produktion und Nutzung

Dr.-Ing. Th. Merkel

Wie auch in den Vorjahren hat der Fachverband Eisenhüttenschlacken e. V. bei den Erzeugern und Aufbereitern von Eisenhüttenschlacken die Daten zu Produktion und Nutzung abgefragt. Die erfassten Daten wurden mit den bei der Wirtschaftsvereinigung Stahl erfassten Produktionszahlen von Roheisen und Rohstahl abgeglichen, was auch für das Jahr 2014 zeigte, dass die Erfassung der Schlackenprodukte vollständig gelungen ist. In den Tabellen 1 und 2 sind die Ergebnisse der Umfragen zusammengestellt.

Erzeugung	Mio. t
Schlacke aus Stahlroheisenerzeugung	7,69
Schlacke aus sonstiger Roheisenerzeugung	0,10
Summe	7,79
davon: HS 6,66 HOS 1,13	
Lagerabbau	0,36
Summe	8,15

Nutzung	Mio. t
HOS (Gesteinskörnungen)	0,03
HOS (Baustoffgemische)	0,86
HS zur Zementherstellung	6,95
HS für andere Einsatzgebiete	0,18
Eigenverbrauch der Werke	0,13
Summe	8,15

Tabelle 1: Erzeugung und Nutzung von Hochofenschlacke 2014

Verglichen mit dem Jahr 2013 ergab sich eine leicht erhöhte Erzeugungsmenge bei der Hochofenschlacke, während die Erzeugung von Stahlwerksschlacke (SWS) fast gleich geblieben ist. Insgesamt wurden ca. 13 Mio. t Hochofen- und Stahlwerksschlacke produziert.

Betrachtet man die Erzeugung von Hochofenschlacke genauer, ist festzustellen, dass die Erzeugung von Hüttensand (HS) geringfügig angestiegen ist, auffällig ist aber insbesondere die erhöhte Menge an Hochofenstückschlacke (HOS). Zusammen mit dem Abbau von Zwischenlagern konnten im vergangenen Jahr 0,6 Mio. t mehr Hochofenschlacken vermarktet werden als 2013. Dieser vermehrte Absatz verteilt sich auf alle Nutzungsgebiete: auf den Einsatz im Straßenbau genauso wie auf die Nutzung des HS als Hauptbestandteil von Normzementen – weiterhin ist dies das mit großem Abstand wichtigste Absatzgebiet für die Schlackenprodukte.

Bei den SWS konnten trotz ungefähr gleichbleibender Gesamterzeugung etwa 0,25 Mio. t mehr abgesetzt werden als 2013 – auch hier konnten im Vorjahr gebildete Zwischenlager abgebaut werden. Insbesondere der Einsatz als Baustoff für den Bau von Verkehrswegen hat um fast 0,5 Mio. t

Erzeugung	Mio. t
Schlacke aus Oxygenstahlerzeugung	3,15
Schlacke aus Elektrostahlerzeugung	1,65
Schlacke aus Sonderverfahren	0,72
Gesamterzeugung	5,52
Lagerabbau	0,28
Summe	5,80

Nutzung	Mio. t
Metallurg. Kreislaufführung	0,78
Düngemittel	0,49
Baustoffe (Straßenbau, Erdbau, Wasserbau etc.)	3,40
Sonstiges	0,30
Deponie	0,83
Summe	5,80

Tabelle 2: Erzeugung und Nutzung von Stahlwerksschlacke 2014

zugenommen. Die anderen Nutzungsgebiete haben nur geringe Änderungen erfahren.

Insgesamt scheint die vergleichsweise milde Witterung des vergangenen Jahres zu einem Anstieg der Bautätigkeit geführt zu haben. Möglicherweise haben sich auch zusätzliche Investitionsmittel der Bundesregierung positiv auf die Nachfrage ausgewirkt.

Von dieser positiven Entwicklung haben Zementrohstoffe, Gesteinskörnungen und

Baustoffgemische aus Eisenhüttenschlacken soweit profitiert, dass sogar ein Abbau der in der Vergangenheit gebildeten Zwischenlager um insgesamt etwa 0,65 Mio. t verzeichnet werden konnte. Diesen Trend zu verstetigen wird in den kommenden Jahren Aufgabe der Erzeuger und Aufbereiter von Schlackeprodukten sein, damit sie ihre hochwertigen Baustoffe weiter erfolgreich am Markt platzieren können.