

4 Ergebnisse und Diskussion

4.1 Reproduzierbarkeit einzelner Ergebnisse

Wie bereits eingangs erwähnt wurde, reagiert SVB sehr sensibel auf Schwankungen der Zusammensetzung. Ebenso spielen auch Einflüsse eine Rolle, die vom Herstellprozess und der Durchführung der Prüfung selbst herrühren [REINHARDT ET AL., 2003], [WALRAVEN ET AL., 2004]. Es ist anzunehmen, dass die Sensibilität, mit der SVB auf Herstell- und Prüfeinflüsse reagiert, mit steigender Fließfähigkeit zunimmt. Dies ist insbesondere dann der Fall, wenn sich die Betonzusammensetzung nur geringfügig von der Zusammensetzung sich entmischender Betone unterscheidet.

Zunächst werden die Streuungen der Standardprüfverfahren anhand drei unterschiedlich zusammengesetzter Betone verglichen (Tabellen 4.1 bis 4.3), wobei zwischen den Füllertypen Kalksteinmehl und Steinkohlenflugasche unterschieden wird. Im Anschluss daran folgt die Betrachtung der rheologischen Kennwerte der Fließkurven (Tabelle 4.4). Aufgrund des großen Prüfaufwandes wurden jeweils nur vier Betone gleicher Zusammensetzung hergestellt, wodurch nur eine relativ grobe Abschätzung der Streuungen möglich ist.

Tabelle 4.1: Streuungen der Eigenschaften von Betonmischungen gleicher Zusammensetzung unter Verwendung des Füllertyps Kalksteinmehl KSM (A)

Versuch			Probe Nr.				Mittelwert	Standardabweichung	Variationskoeffizient [%]
			1	2	3	4			
Setzfließversuch Mörtel	sf_M	[mm]	360	365	385	380	373	11,9	3,2
Trichterauslaufzeit Mörtel	$t_{V,M}$	[s]	4,5	4,5	3,5	5,5	4,5	0,8	18,1
Setzfließversuch Beton	sf_B	[mm]	730	775	740	740	746	19,7	2,6
Setzfließversuch Fließzeit	t_{500}	[s]	3,0	2,5	3,0	4,2	3,2	0,7	22,8
Trichterauslaufzeit Beton	$t_{V,B}$	[s]	15,0	13,0	11,0	13,0	13,0	1,6	12,6
Blockierring (Setzfließmaß)	$sf_{B,J}$	[mm]	570	685	665	670	648	52,4	8,1
Blockierring, Fließzeit	$t_{500,J}$	[s]	7,0	4,5	6,0	7,8	6,3	1,4	22,5
Blockierring, Höhenunterschied	st_J	[mm]	23,3	14,0	15,3	15,3	17,0	4,3	25,1
Frischbetondichte	ρ_B	[kg/dm ³]	2,30	2,30	2,33	2,34	2,32	0,02	0,9
Luftgehalt	a_B	[%]	4,40	4,00	2,85	2,90	3,5	0,8	22,1

Betonzusammensetzung siehe Tabelle 4.6 bzw. Tabelle A.15, lfd. Nr. 37

Erwartungsgemäß ist der Variationskoeffizient der Fließzeit t_{500} bzw. $t_{500,J}$ relativ groß, weil die Fließzeiten in der Regel gering sind und die Ungenauigkeiten bei der Zeitnahme besonders stark ins Gewicht fallen. Das Setzfließmaß ist nur relativ geringen verfahrensbedingten Einflüssen unterworfen. Das Setzfließmaß im Blockierringversuch und insbesondere der Höhenunterschied wird mehr von der Art und Weise der Hubbewegung des Setztrichters beeinflusst als der Ausbreitkuchendurchmesser im Setzfließversuch [REINHARDT ET AL., 2003]. Die größten Streuungen ergeben sich bei Messung des Höhenunterschieds st_J im Blockierringversuch, da hier nur sehr geringe Höhenunterschiede zu messen waren (die Betone sollten nach Vorgabe möglichst nicht blockieren). Auch die Messung des Luftgehaltes unterliegt vergleichsweise großen Schwankungen.

Durch die Reduktion des Fließmittelgehaltes sollte das Formausfüllungsvermögen reduziert werden, um die Sensibilität zu verringern. Auf die Durchführung der Mörtelversuche wurde verzichtet. Aufgrund der größeren Blockierneigung und des damit gestiegenen Höhenunterschiedes sind geringere Messeinflüsse zu beobachten. Der Variationskoeffizient des Höhenunterschiedes sinkt auf rund 10 %. Mit Ausnahme der Fließzeit im Blockierringversuch ergaben sich durchweg geringere Streuungen.

Tabelle 4.2: Streuungen der Eigenschaften von Betonmischungen gleicher Zusammensetzung unter Verwendung des Füllertyps Kalksteinmehl KSM (A)

Versuch			Probe Nr.				Mittelwert	Standardabweichung	Variationskoeffizient [%]
			1	2	3	4			
Setzfließversuch Beton	sf_B	[mm]	635	665	650	655	651	12,5	1,9
Setzfließversuch Fließzeit	t_{500}	[s]	4,0	3,8	4,2	4,2	4,1	0,2	4,7
Trichterauslaufzeit Beton	$t_{V,B}$	[s]	15,0	15,0	16,0	14,0	15,0	0,8	5,4
Blockierring (Setzfließmaß)	$sf_{B,J}$	[mm]	460	515	495	485	489	22,9	4,7
Blockierring, Fließzeit	$t_{500,J}$	[s]	-	13,0	18,5	19,0	16,8	3,3	19,8
Blockierring, Höhenunterschied	st_J	[mm]	40,8	32,0	34,8	35,5	35,8	3,7	10,2

Betonzusammensetzung siehe Anhang: Tabelle A.17, lfd. Nr. 60

Tabelle 4.3: Streuungen der Eigenschaften von Betonmischungen gleicher Zusammensetzung unter Verwendung des Füllertyps Steinkohlenflugasche SFA (A)

Versuch			Probe Nr.				Mittelwert	Standardabweichung	Variationskoeffizient [%]
			1	2	3	4			
Setzfließversuch Mörtel	sf_M	[mm]	310	320	325	315	318	6,5	2,0
Trichterauslaufzeit Mörtel	$t_{V,M}$	[s]	9,0	9,0	8,0	8,5	8,6	0,5	5,6
Setzfließversuch Beton	sf_B	[mm]	750	780	760	740	758	17,1	2,3
Setzfließversuch Fließzeit	t_{500}	[s]	4,5	5	5,5	6	5,3	0,6	12,3
Trichterauslaufzeit Beton	$t_{V,B}$	[s]	13,0	15,8	12,5	14,5	14,0	1,5	10,7
Blockierring (Setzfließmaß)	$sf_{B,J}$	[mm]	630	680	710	680	675	33,2	4,9
Blockierring, Fließzeit	$t_{500,J}$	[s]	8,0	9,0	8,0	10,0	8,8	1,0	10,9
Blockierring, Höhenunterschied	st_J	[mm]	16,8	10,8	11,3	12,3	12,8	2,7	21,4
Frischbetondichte	ρ_B	[kg/dm ³]	2,31	2,31	2,28	2,35	2,31	0,03	1,3
Luftgehalt	a_B	[%]	3,10	2,90	2,50	2,95	2,9	0,3	8,9

Betonzusammensetzung siehe Tabelle 4.6 bzw. Tabelle A.19, lfd. Nr. 71

Tabelle 4.4 zeigt schließlich die Streuungen der rheologischen Kennwerte. Hierbei wird zwischen den im vorigen Abschnitt eingeführten Kurvenapproximation unterschieden. Die Betone, die mit „S“ gekennzeichnet wurden, sedimentierten im Rheometer.

Tabelle 4.4: Streuungen der rheologischen Kennwerte von Betonmischungen gleicher Zusammensetzung

Füllertyp und mittlere Standardkonsistenzwerte	Kurvenapproximation nach	Kennwert		Probe Nr.				Mittelwert	Standardabweichung	Variationskoeffizient [%]
				1	2	3	4			
KSM (A) ¹⁾ $sf_B = 746 \text{ mm}$ $t_{V,B} = 13,0 \text{ s}$	BINGHAM	$\tau_{0,B}$ [Pa]	249	386	371	S	335	75	22	
		η_{pl} [Pa.s]	168	165	81		138	50	36	
	HERSCHEL-BULKLEY und anschl. BINGHAM	$\tau_{0,HB}$ [Pa]	349	386	371	S	369	19	5	
		$\eta_{pl,HB}$ [Pa.s]	138	165	81		128	43	34	
KSM (A) ²⁾ $sf_B = 651 \text{ mm}$ $t_{V,B} = 15,0 \text{ s}$	BINGHAM	$\tau_{0,B}$ [Pa]	255	250	197	317	255	49	19	
		η_{pl} [Pa.s]	176	179	174	184	178	4	2	
	HERSCHEL-BULKLEY und anschl. BINGHAM	$\tau_{0,HB}$ [Pa]	483	366	237	414	375	104	28	
		$\eta_{pl,HB}$ [Pa.s]	109	144	162	155	143	24	17	
SFA (A) ³⁾ $sf_B = 758 \text{ mm}$ $t_{V,B} = 14,0 \text{ s}$	BINGHAM	$\tau_{0,B}$ [Pa]	-128	-51	-35	-95	(-77)	(-42)	(55)	
		η_{pl} [Pa.s]	273	260	298	304	284	21	7	
	HERSCHEL-BULKLEY und anschl. BINGHAM	$\tau_{0,HB}$ [Pa]	123	80	121	131	114	23	20	
		$\eta_{pl,HB}$ [Pa.s]	199	222	252	237	228	22	10	

„S“ = Sedimentation im Rheometer

Betonzusammensetzungen: ¹⁾ gemäß Tabelle 4.6 bzw. Tabelle A.15, lfd. Nr. 37,

²⁾ gemäß Tabelle A.17, lfd. Nr. 60; ³⁾ gemäß Tabelle 4.6 bzw. Tabelle A.19, lfd. Nr. 71

Die Ermittlung der Fließgrenze unterliegt bei Rheometern des Parallelplattenprinzips größeren messtechnisch bedingten Einflüssen. Hierzu zählen etwa Einflüsse, die von der Kalibrierung der Dichtung zwischen innerem und äußerem Zylinder des Rheometers herrühren (Bild 3.10). Die ermittelte plastische Viskosität bleibt davon weitgehend unbeeinflusst, weil das Reibmoment der Dichtung praktisch unabhängig von der Drehzahl ist. Die Ermittlung der Fließgrenze ist jedoch vermehrt mit Ungenauigkeiten behaftet. Ungenauigkeiten bei der Kalibrierung können zu Parallelverschiebungen der Messwerte führen und damit zu unterschiedlichen Fließgrenzen führen (Bild 4.1).

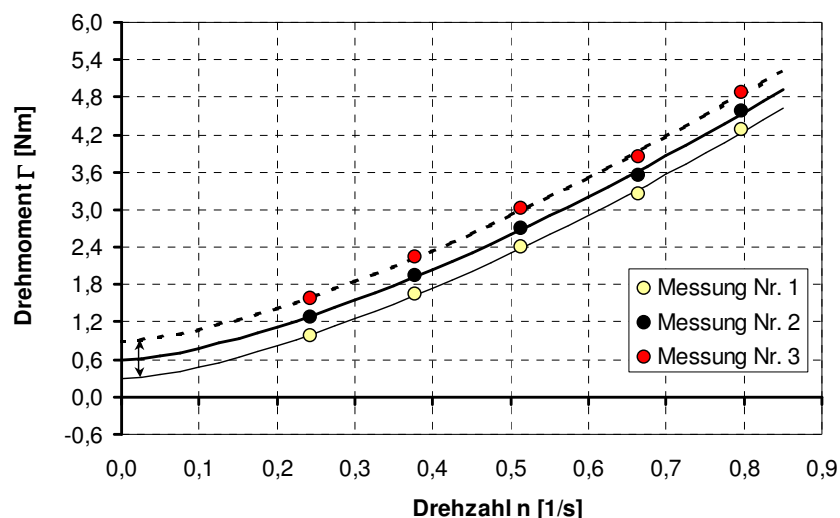


Bild 4.1: Einfluss von Parallelverschiebungen der Messwerte auf die Fließgrenze

Die Kurvenapproximation und die Extrapolation bergen weitere Unsicherheiten. Gleichzeitig lässt sich auch nicht ausschließen, dass Messeinflüsse, die durch das dilatante Verhalten von SVB hervorgerufen werden, eine Rolle spielen. So kann beispielsweise das tatsächliche Geschwindigkeitsfeld des Betons im Rheometer – abhängig von der Zusammensetzung – vom idealisierten Geschwindigkeitsfeld in Bild 3.11a mehr oder minder stark abweichen. Dies gilt insbesondere für sedimentierende Betone. Andererseits wird berichtet, dass sich SVB weniger dilatant verhält als Rüttelbeton (vgl. Abschnitt 2.4.1) [WALLEVIK, 2003]. Daher wurden nur Messungen von Betonen ausgewertet, die augenscheinlich während des Messvorganges nicht sedimentierten. Betone, die während der Messung sedimentierten, konnten beim Entleeren des Rheometers anhand ihrer inhomogenen Grobzuschlagverteilung erkannt werden.

Für die relativ zähen Betone mit Steinkohlenflugasche SFA (A) wurden bei Anwendung des BINGHAM-Modells ausschließlich negative Fließgrenzen ermittelt, die jedoch physikalisch keinen Sinn ergeben. Zudem sind die Streuungen der berechneten Fließgrenzen dieser Betone am größten. Es macht daher Sinn, die kombinierte Kurvenapproximation aus einer ersten HERSCHEL-BULKLEY-Anpassung und einer anschließender BINGHAM-Anpassung vorzunehmen, vgl. auch [DE LARRARD ET AL., 1998]. Dennoch streuen auch die Fließgrenzen, die durch diese kombinierte Kurvenapproximation ermittelten worden sind, vergleichsweise stark.

Wurden hingegen mehrere Messungen an derselben Probe hintereinander durchgeführt, dann wurden sehr geringe Abweichungen ($< 15\%$) festgestellt, die jedoch abhängig von der Zusammensetzung waren. Hier galt: Je fließfähiger die Betone waren, desto größer war die Abweichung zweier Fließkurven. Erklärt werden konnte dies durch die Tatsache, dass bei der kleinsten Drehzahl (ca. $0,1\text{ s}^{-1}$) kurz vor Ende des ersten Messvorganges eine so genannte Stick-Slip-Bewegung stattfand. Diese „ruckelnde Bewegung“ führte dem Beton Verdichtungsenergie zu. Je fließfähiger die Betone waren, desto mehr neigten sie zur Sedimentation im Rheometer und um so größer war der Unterschied zwischen den Fließkurven.

Insgesamt ist festzustellen, dass die Fließgrenze größeren messtechnischen Einflüssen unterworfen ist als die plastische Viskosität. Die Kennwerte der Standardverfahren sind weniger fehlerbehaftet als die der rheologischen Kenngrößen Fließgrenze und plastische Viskosität. Vor diesem Hintergrund sind die Versuchsergebnisse im folgenden Abschnitt zu betrachten.

4.2 Abhängigkeit der Fließkurvenparameter von den Standardkonsistenzparametern und der Betonzusammensetzung

Im Abschnitt 3 wurden die unterschiedlichen Methoden der Kurvenanpassungen an die Messwerte nach BINGHAM, HERSCHEL-BULKLEY sowie nach HERSCHEL-BULKLEY mit anschließender BINGHAM-Anpassung erläutert. Die zugehörigen Drehmoment-Drehzahl- bzw. Schubspannungs-Schergeschwindigkeits-Beziehungen enthält Tabelle 4.5.

Mit der allgemeineren Form des HERSCHEL-BULKLEY-Ansatzes können die mehrheitlich dilatanten Fließkurven von selbstverdichtendem Beton am besten beschrieben werden. Für insgesamt 86 % der untersuchten selbstverdichtenden Betone lieferte die HERSCHEL-BULKLEY-Anpassung Exponenten $b > 1$. Weil nicht nur die lineare Kurvenanpassung die Gefahr negativer Fließgrenzen birgt, sondern auch die Kurvenanpassung nach Gl. (4.3) mit $b < 1$ in der Regel zu negativen Fließgrenzen führt, wurden strukturviskose Kurvenpassungen ($b < 1$) unterbunden und durch eine lineare Kurvenanpassung ersetzt. Diese Vorgehensweise entspricht auch der automatischen Kurvenanpassung des im Lieferprogramm des Rheometers enthaltenen Programms „Adreho 13.0“.

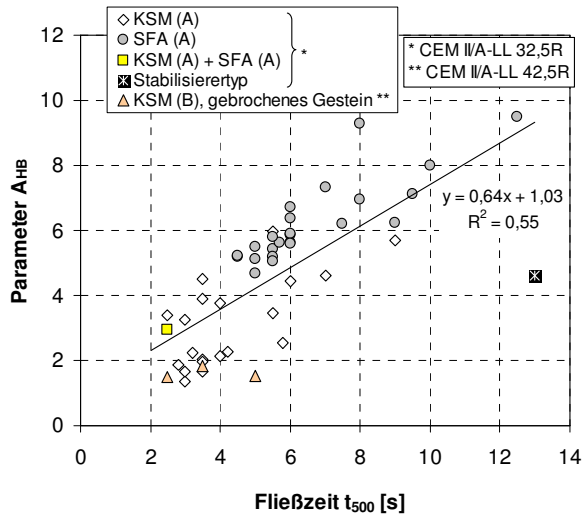
Tabelle 4.5: Kurvenanpassungen und Methoden im Überblick

Methode	Γ - n -Beziehung		τ - $\dot{\gamma}$ -Beziehung	
BINGHAM	$\Gamma = \Gamma_{0,B} + A_B \cdot n$	(4.1)	$\tau = \tau_{0,B} + \eta_{pl} \cdot \dot{\gamma}$	(4.2)
HERSCHEL-BULKLEY	$\Gamma = \Gamma_{0,HB} + A_{HB} \cdot n^b$	(4.3)	$\tau = \tau_{0,HB} + a\dot{\gamma}^b$	(4.4)
HERSCHEL-BULKLEY und anschließend BINGHAM	$\Gamma = \Gamma_{0,HB} + A_{B'} \cdot n$	(4.5)	$\tau = \tau_{0,HB} + \eta_{pl,HB} \cdot \dot{\gamma}$	(4.6)

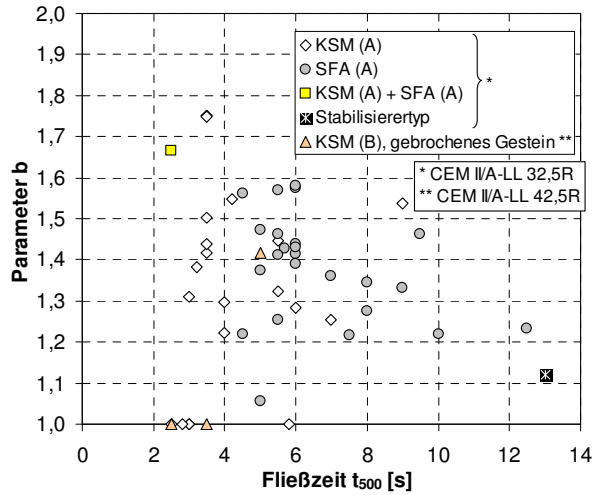
Insgesamt stellt sich die Frage, ob ein Zusammenhang zwischen der beobachteten Form der Fließkurve, die durch die Parameter A_{HB} und b in Gl. (4.3) festgelegt ist, und der Zusammensetzung bzw. den Kennwerten der Standardprüfverfahren besteht.

Der Faktor A_{HB} in Gl. (4.3) sinkt mit zunehmendem Setzfließmaß in Bild 4.2a); er steigt mit zunehmender Trichterauslaufzeit (Bild 4.2c) und zunehmender Fließzeit (Bild 4.2e) an, weil er näherungsweise die plastische Viskosität des Betons abbildet (siehe auch Abschnitt 6.4). Er ist für Betone mit Steinkohlenflugasche SFA (A) rund doppelt so groß wie bei Betonen mit Kalksteinmehl KSM (A). Interessant ist die Tatsache, dass die Beziehung zwischen der Fließzeit t_{500} im Setzfließversuch und dem Faktor A_{HB} – unabhängig vom Füllertyp – näherungsweise durch eine Gerade beschrieben werden kann. Wird der Faktor A_{HB} hingegen über dem Setzfließmaß aufgetragen, so besteht näherungsweise ein linearer, jedoch vom Füllertyp abhängiger Zusammenhang.

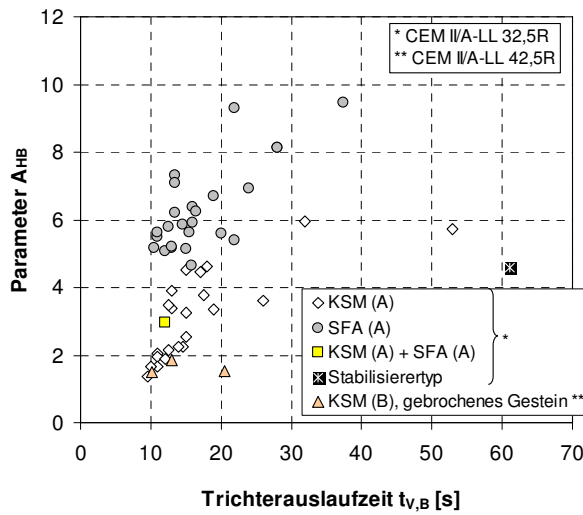
Der Parameter b streut zwischen 1,0 und 1,8 und lässt sich nicht durch die Standardkonsistenzparameter beschreiben. Hierbei ist zu beachten, dass bei 14 % der Kurvenanpassungen $b = 1$ erzwungen wurde. Dennoch weitet sich das Streuband mit zunehmender Fließfähigkeit (d.h. mit geringeren Fließzeiten und größeren Setzfließmaßen) auf. Eine Abhängigkeit vom Füllertyp ist nicht festzustellen.



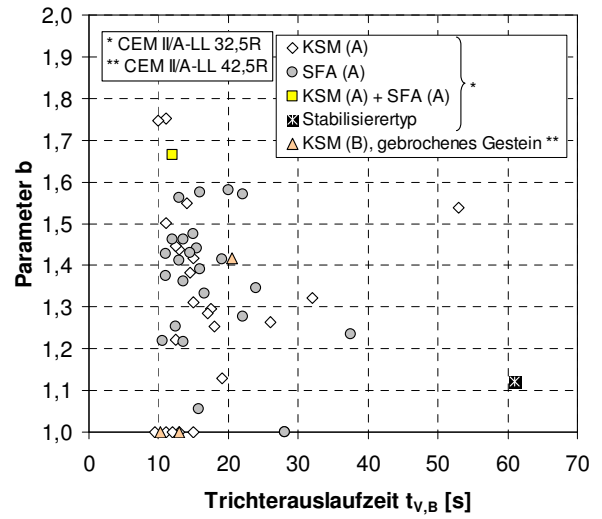
e)



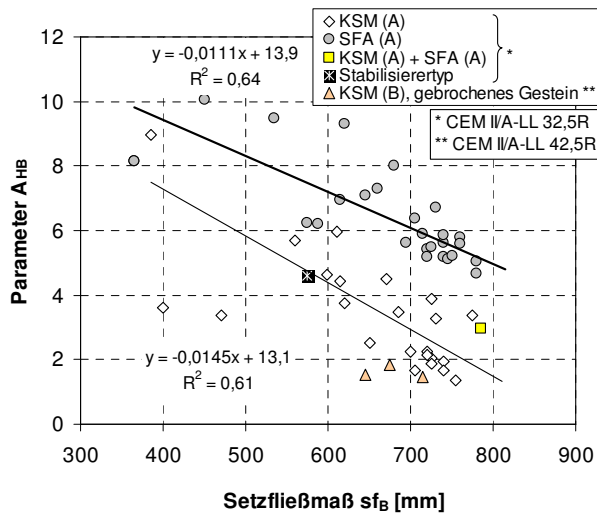
f)



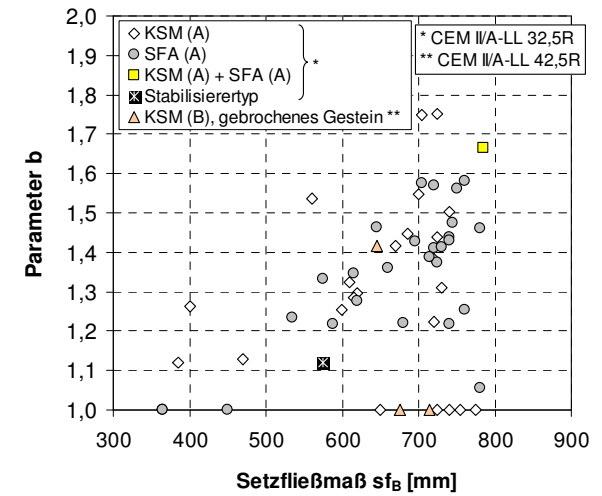
c)



d)



a)



b)

Bild 4.2: Parameter A_{HB} und b in Gl. (4.3) über den Standardkonsistenzparametern

Die im Abschnitt 4.3 folgenden Betrachtungen basieren auf den Fließgrenzen $\tau_{0,HB}$, die durch eine HERSCHEL-BULKLEY-Anpassung nach Gl. (4.2) bestimmt wurden. Die plastischen Viskositäten $\eta_{pl,HB}$ der einzelnen Betone wurden mit dem kombinierten Ansatz aus HERSCHEL-BULKLEY-Anpassung und nachfolgender BINGHAM-Anpassung gemäß Gl. (4.6) berechnet. Umso mehr ist es daher interessant, ob ein einfacher Zusammenhang zwischen den rheologischen Kenngrößen nach Gl. (4.2) und (4.6) besteht.

Bild 4.3 zeigt die ermittelten Fließgrenzen nach HERSCHEL-BULKLEY über den Fließgrenzen nach BINGHAM. Für beide Füllertypen lässt sich kein gemeinsamer Zusammenhang finden. Lediglich für die Betone mit Steinkohlenflugasche (SFA) und $\tau_{0,B} < 200$ Pa könnte eine Beziehung zwischen beiden ermittelten Fließgrenzen angegeben werden. Während für Betone mit Kalksteinmehl (KSM) nach BINGHAM nur positive Fließgrenzen ermittelt wurden, sind bei Betonen mit Steinkohlenflugasche häufig auch negative Fließgrenzen errechnet worden, die jedoch physikalisch nicht möglich sind.

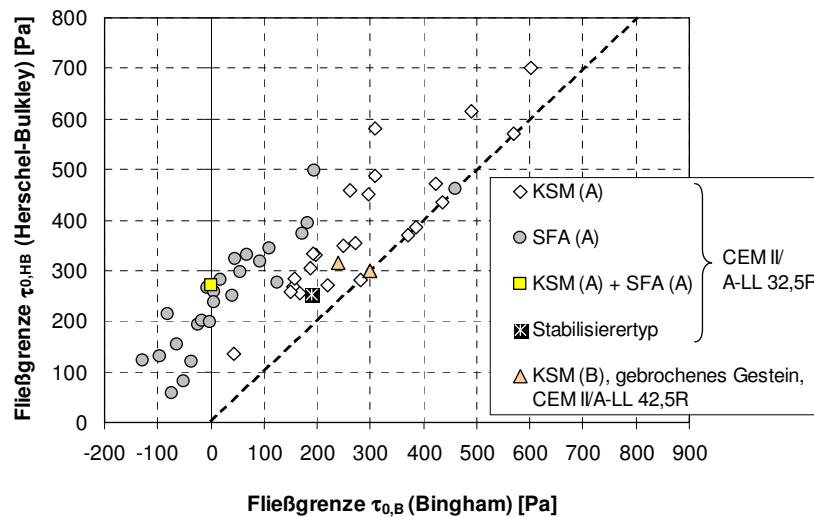


Bild 4.3: Fließgrenze ermittelt nach HERSCHEL-BULKLEY über der Fließgrenze nach BINGHAM

In Bild 4.4 ist die Fließgrenze $\tau_{0,B}$ nach BINGHAM über der plastischen Viskosität η_{pl} nach BINGHAM aufgetragen.

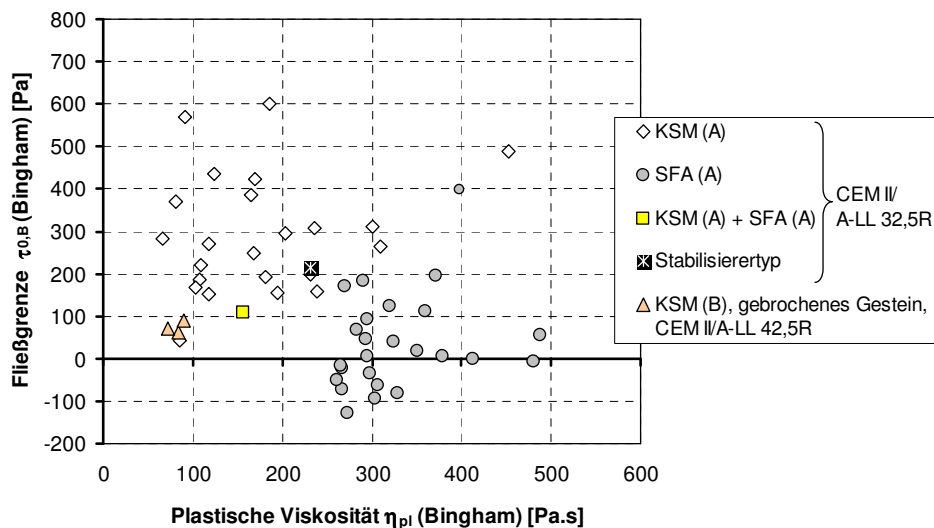


Bild 4.4: Fließgrenze über der plastischen Viskosität, beide nach BINGHAM ermittelt

Eine systematische Abhängigkeit zwischen den negativen Fließgrenzen und der Größe der plastischen Viskosität kann ausgeschlossen werden, weil bekannt ist, dass beispielsweise Fließmittel die Fließgrenze sehr viel stärker beeinflusst als die plastische Viskosität.

Im Gegensatz zur Fließgrenze kann die plastische Viskosität $\eta_{pl,HB}$, die durch den kombinierten Ansatz nach Gl. (4.6) ermittelt worden ist, durch die direkt bestimmte plastische Viskosität η_{pl} ausgedrückt werden (Bild 4.5).

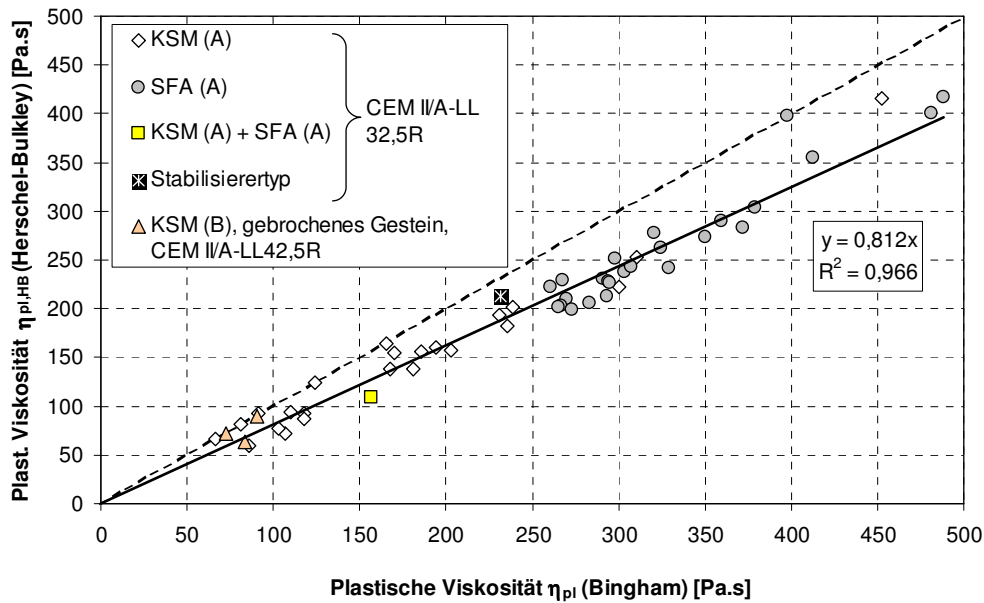


Bild 4.5: Zusammenhang zwischen plastischer Viskosität nach HERSCHEL-BULKLEY + BINGHAM sowie nach BINGHAM

Die Beziehung nach Gl. (4.7) ermöglicht eine rasche Umrechnung der Viskositäten und vereinfacht insbesondere den Vergleich mit in der Literatur angegebenen Messdaten.

$$\eta_{pl,HB} = 0,812 \cdot \eta_{pl} \quad (4.7)$$

4.3 Zusammenhang zwischen der Betonzusammensetzung und dem Fließverhalten

In den folgenden Unterabschnitten werden die Abhängigkeiten zwischen der Betonzusammensetzung und dem resultierenden Fließverhalten (Standard- und rheometrische Verfahren) detailliert untersucht. In den einzelnen Versuchsprogrammen wurden die Leimzusammensetzung, das Leimvolumen, das Mörtelvolumen sowie die Sieblinie bei konstantem Leimvolumen variiert. Zur Veranschaulichung des Formausfüllungsvermögens und der Sedimentationsneigung werden jeweils die Fotografien der hergestellten Betonzylinder gezeigt.

4.3.1 Variation der Leimzusammensetzung

Die im Abschnitt 4.3.1 beschriebenen Versuchsergebnisse basieren auf Betonen der Versuchsprogramme III und IV. Im Rahmen der zuvor durchgeführten Eignungsversuche wurden die Betonzusammensetzungen gemäß Tabelle 4.6 festgelegt. Die Referenzsieblinien der Gesteinskörnung zeigt Bild 4.6. Die zugehörigen Körnungsziffern k sind 4,02 bei KSM (A) bzw. 3,82 bei SFA (A). Bei sämtlichen Variationen der Leimzusammensetzung blieb das Leimvolumen konstant.

Tabelle 4.6: Zusammensetzung der Referenzbetone

			KSM (A) Mehlkornstyp	SFA (A) Kombinationstyp
Zementgehalt	m_z	[kg/m ³]	239	345
Äquivalenter Wasserzementwert	$(w/z)_{eq}$	[-]	0,70	0,43
Fließmittelgehalt (flüssige Masse bezogen auf Zement)	m_{FM}/m_z	[M.-%]	1,000	1,050
Fließmittelgehalt (bezogen auf Bindemittel)	m_{FM}/m_b	[M.-%]	0,415	0,672
Gesamtmenge Wasser (inkl. Anteil aus Zusatzmitteln)	m_w	[kg/m ³]	166,1	169,6
Stabilisiergehalt (auf Zement bezogen)	m_{St}/m_z	[M.-%]	0,00	0,10
Masse Zusatzstoff	m_f	[kg/m ³]	337	194
Gesamtmasse der Gesteinskörnung	m_g	[kg/m ³]	1600	1604
Rechnerische Frischbetondichte	ρ_B	[kg/dm ³]	2,34	2,31
Bindemittelgehalt	m_b	[kg/m ³]	576	540
Mehlkorngehalt (inkl. Anteilen aus der Gesteinskörnung)	m_m	[kg/m ³]	589	554
Dichte der tragenden Suspension	ρ_{Leim}	[kg/dm ³]	1,93	1,85
Wasser-Bindemittel-Verhältnis	V_w/V_b	[-]	0,818	0,858
Leimvolumen (inkl. 15 Liter Luft)	V_{Leim}	[dm ³ /m ³]	385	383
Mörtelvolumen (Leim und Gesteinskörnung < 4 mm)	V_M	[dm ³ /m ³]	670	709

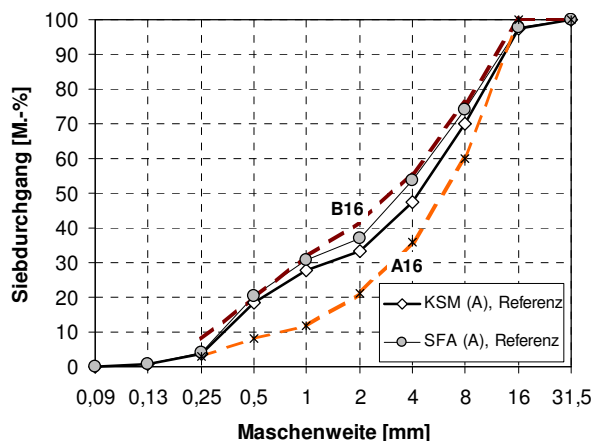


Bild 4.6: Referenzsieblinien und Regelsieblinien nach DIN 1045-2 (Anhang L)

4.3.1.1 Variation des Wassergehaltes

Mit steigendem Wasser-Bindemittel-Verhältnis V_w/V_b nimmt der Feststoffgehalt im Leim ab. Dadurch sinkt der granulare Reibungsanteil in der Leimphase. Die hergestellten Betonzylinder (Bild 4.7) weisen mit Setzfließmaßen über 600 mm keine größeren Lunker auf.

Mit steigendem Wassergehalt nimmt das Setzfließmaß in Bild 4.8a) aufgrund der verringerten Reibung in der Leimphase zu sowie die Blockierneigung ab. Die in Klammern angegebenen Zahlenwerte entsprechen dem Höhenunterschied st_j der Betonkontur innerhalb und außerhalb des Blockierendes (Abschnitt 3.3.2). Die Nivellierfähigkeit steigt dabei degressiv an, weil einerseits das Betonvolumen durch den Setztrichter auf ca. 5,5 Liter begrenzt ist und andererseits zwischen der Ausbreitkuchenfläche und deren Durchmesser ein quadratischer Zusammenhang besteht. Die Trichterauslaufzeit (Leim und Beton), die plastische Viskosität $\eta_{pl,HB}$ sowie der Frischbetonluftgehalt (Bild 4.9) nehmen bei Vergrößerung des Wassergehaltes ab. Die nach der HERSCHEL-BULKLEY-Methode ermittelte Fließgrenze $\tau_{0,HB}$ streut in Bild 4.8b) sehr stark. Bei Betonen mit Kalksteinmehl führt eine Erhöhung des Wasser-Bindemittel-Verhältnisses tendenziell zu einem Abfall der Fließgrenze. Selbiges wäre auch bei den Betonen mit SFA zu erwarten; offensichtlich waren hier Messeinflüsse verantwortlich. Im Abschnitt 4.1 wurde bereits auf die Streuungen hingewiesen, die bei der Bestimmung der Fließgrenzen in Kauf genommen werden müssen.

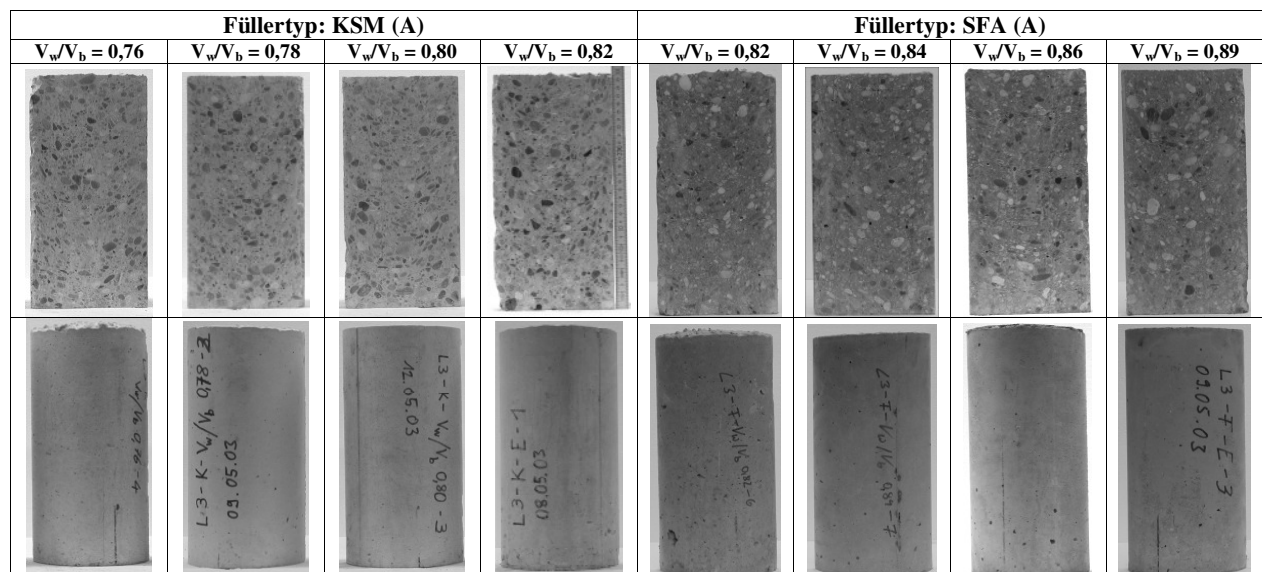


Bild 4.7: Fotografien der hergestellten Betonzylinder; die Einfüllseite befindet sich jeweils oben

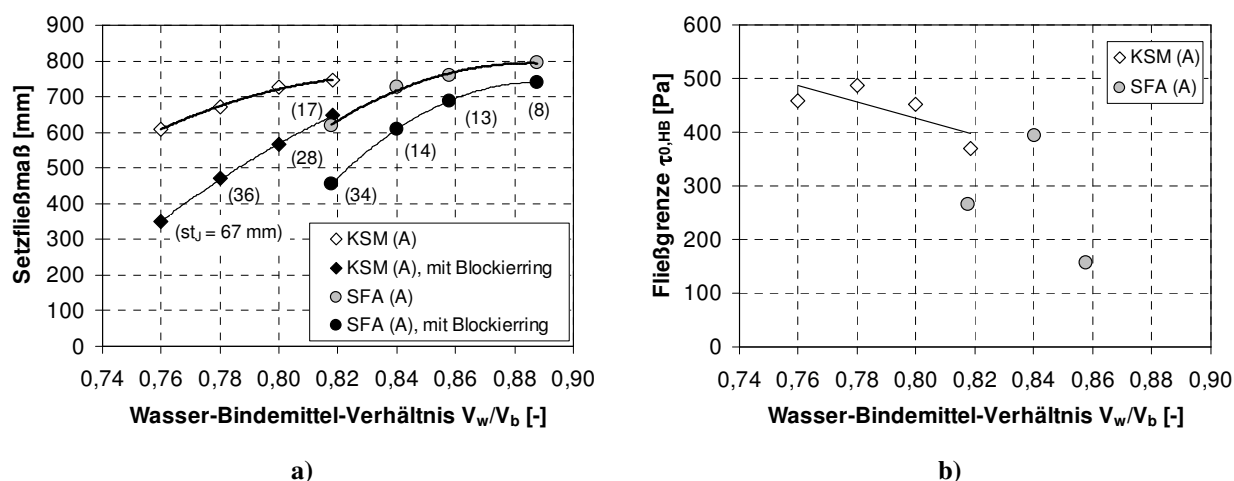


Bild 4.8: Variation des Wasser-Bindemittel-Verhältnisses V_w/V_b
 a) Setzfließmaß und Setzfließmaß mit Blockierring (Höhenunterschied st_j)
 b) Ermittelte Fließgrenze

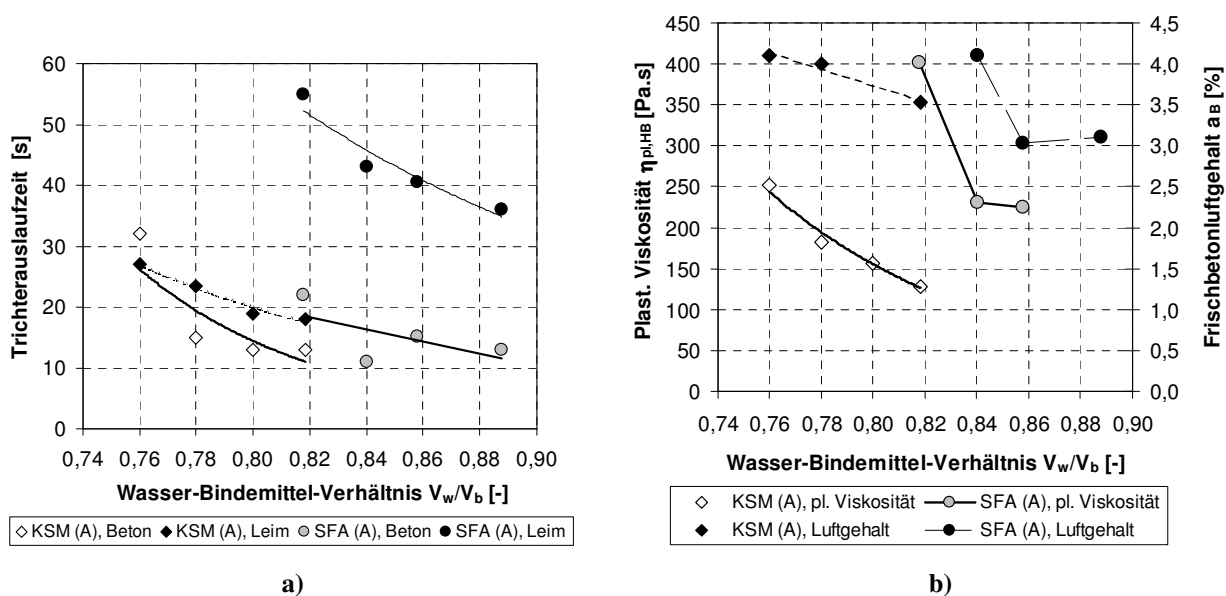


Bild 4.9: Variation des Wasser-Bindemittel-Verhältnisses V_w/V_b
 a) Trichterauslaufzeit des Leimes und des Betons
 b) Plastische Viskosität und Frischbetonluftgehalt

4.3.1.2 Variation des Fließmittelgehaltes

Die Variation des Fließmittelgehaltes wurde im Rahmen der Versuchsprogramme III und IV vorgenommen. Zur besseren graphischen Darstellung wurde die Fließmittelmasse m_{FM} nicht auf die Zementmasse, sondern auf die Bindemittelmasse m_b bezogen. Der Gesamtwassergehalt jeder Betonrezeptur wurde durch die Anpassung des Zugabewassers konstant gehalten, so dass Änderungen der Fließfähigkeit allein auf die Wirkung des Fließmittels zurückzuführen sind.

Anhand Bild 4.10 lässt sich sehr eindrucksvoll der Einfluss des Fließmittelgehaltes auf das Formfüllungsvermögen zeigen. Zunächst ist überraschend, dass bei einem Fließmittelgehalt von 0,51 % v.b. (SFA) trotz des vergleichsweise schlechten Formausfüllungsvermögens ein relativ geringer Luftgehalt mit $a_B = 4,70\%$ gemessen wurde (Bild 4.12b). Bei näherer Betrachtung des Schnittbildes wird jedoch klar, dass es sich bei den Fehlstellen hauptsächlich um Oberflächenlunker handelt, die beim Druckausgleichsverfahren für das Wasser teilweise zugänglich waren und somit zu einer Fehlinterpretation des Frischbetonluftgehaltes führten.

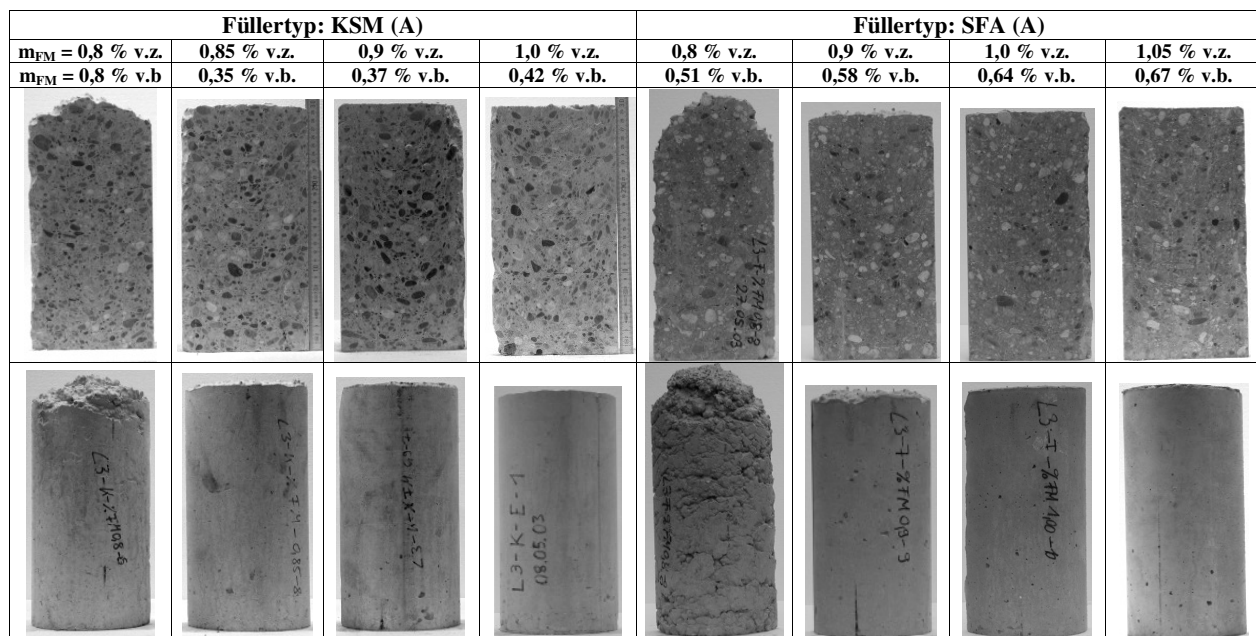


Bild 4.10: Fotografien der hergestellten Betonzylinder; die Einfüllseite befindet sich jeweils oben

Eine Vergrößerung des Fließmittelgehaltes führt zu einer Zunahme des Setzfließmaßes und zu einer Abnahme der Blockierneigung (Bild 4.11a). Auch die Trichterauslaufzeiten des Leimes und Betons sowie die plastische Viskosität (Bild 4.12a) und Fließgrenze (Bild 4.12b) nehmen bei Vergrößerung der Fließmitteldosierung ab. Dabei ist interessant, dass sich die Erhöhung der Fließmitteldosierung auch verringernd auf die Zähigkeit auswirkt. Offensichtlich wird durch die Erhöhung der Fließmittelmenge und die damit einhergehende verbesserte Mehlkorndispersierung die innere Reibung der Leimphase herabgesetzt, indem die bei niedrigeren Fließmitteldosierungen noch teilweise existierenden Mehlkornagglomerate zunehmend aufgebrochen werden und das darin eingeschlossene Wasser freigesetzt wird. Bei Betonen mit KSM ist jedoch nur eine sehr geringe Auswirkung auf die Leimauslaufzeit zu beobachten (Bild 4.12a).

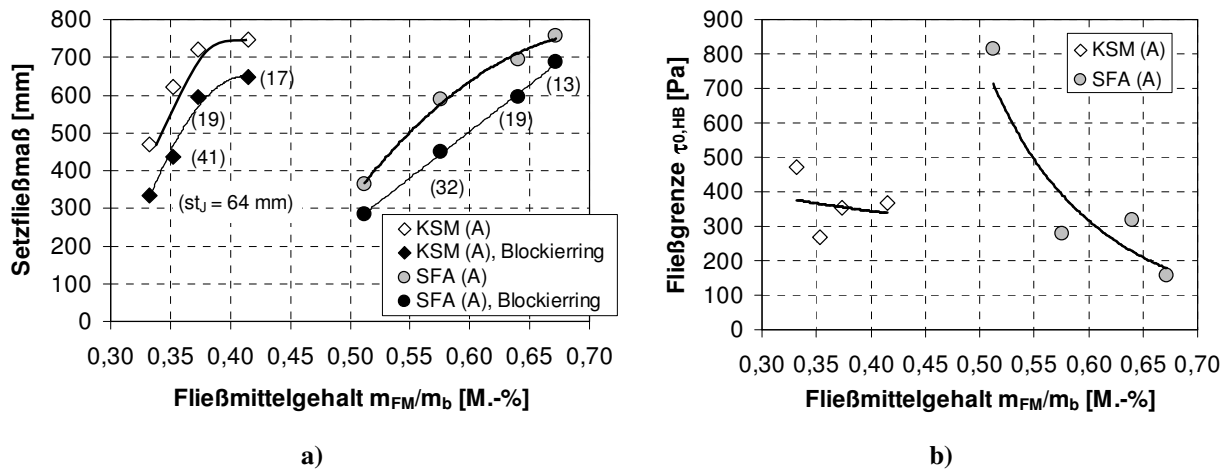


Bild 4.11: Variation des Fließmittelgehaltes
 a) Setzfließmaß und Setzfließmaß mit Blockierring (Höhenunterschied st_j)
 b) Ermittelte Fließgrenze

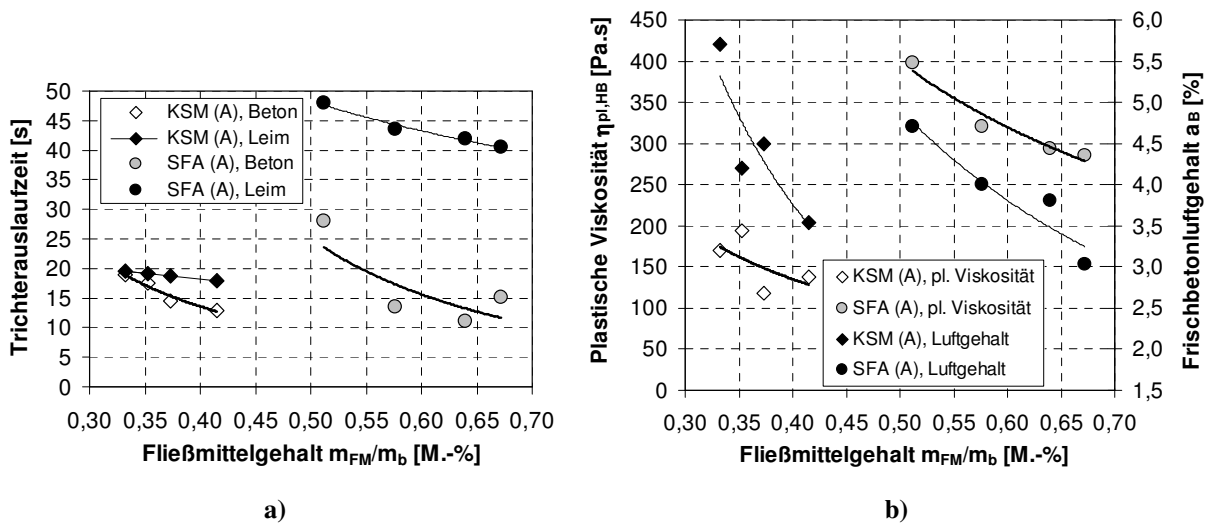


Bild 4.12: Variation des Fließmittelgehaltes
 a) Trichterauslaufzeit des Leimes und des Betons
 b) Plastische Viskosität und Frischbetonluftgehalt

4.3.1.3 Variation des Stabilisierergehaltes

Die folgenden Versuchsergebnisse wurden im Rahmen der Versuchsprogramme III und IV bestimmt. Wieder wurde zur besseren graphischen Darstellung die Masse des Stabilisierers m_{St} auf die Bindemittelmasse m_b bezogen.

Im Hinblick auf das Formausfüllungsvermögen der Zylinder wirkt sich die Stabilisiererzugabe nur wenig aus (Bild 4.13). Bei Stabilisierergehalten von 0,17 % v.b. (KSM) bzw. 0,19 % v.b. (SFA) sind jedoch schon vermehrt Oberflächeneinschlüsse auf der Schalseite der Betonzylinder wahrzunehmen, die bereits auf eine Erhöhung der Viskosität der Leime schließen lassen.

Bereits geringe Zugabemengen des Stabilisierers führen zu einer Reduktion des Setzfließmaßes und zu einer Erhöhung der Blockierneigung (Bild 4.14a), während nur geringfügige Änderungen der Trichterauslaufzeiten zu beobachten sind (Bild 4.15a). In der Tendenz führt die Zugabe des Stabilisierers zu einer deutlichen Erhöhung der plastischen Viskosität (Bild 4.15b), weil die Viskosität des Leimes mit zunehmender Dosierung ansteigt (Bild 4.15a). Der Einfluss des Stabilisierers auf die ermittelte Fließgrenze ist für beide Füllertypen uneinheitlich (Bild 4.14b). Bei den Betonen mit SFA ist ein leichter Anstieg des Frischbetonluftgehaltes mit zunehmender Dosierung zu beobachten.

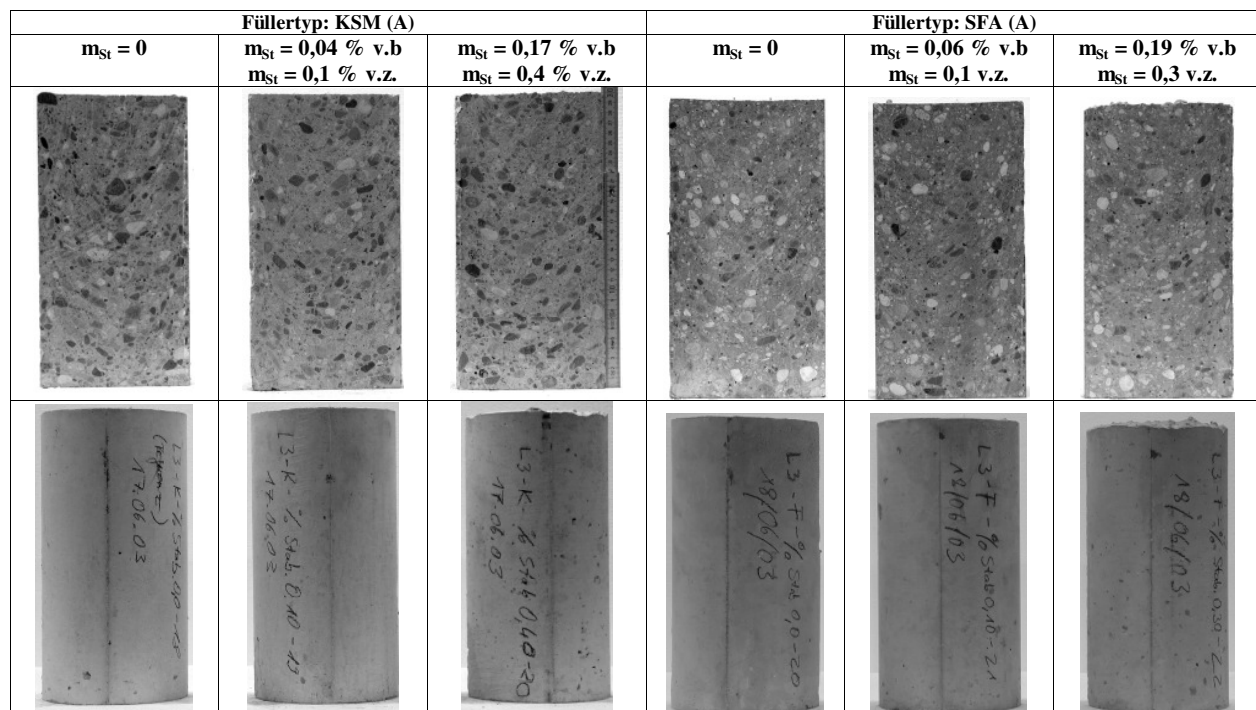


Bild 4.13: Fotografien der hergestellten Betonzylinder; die Einfüllseite befindet sich jeweils oben

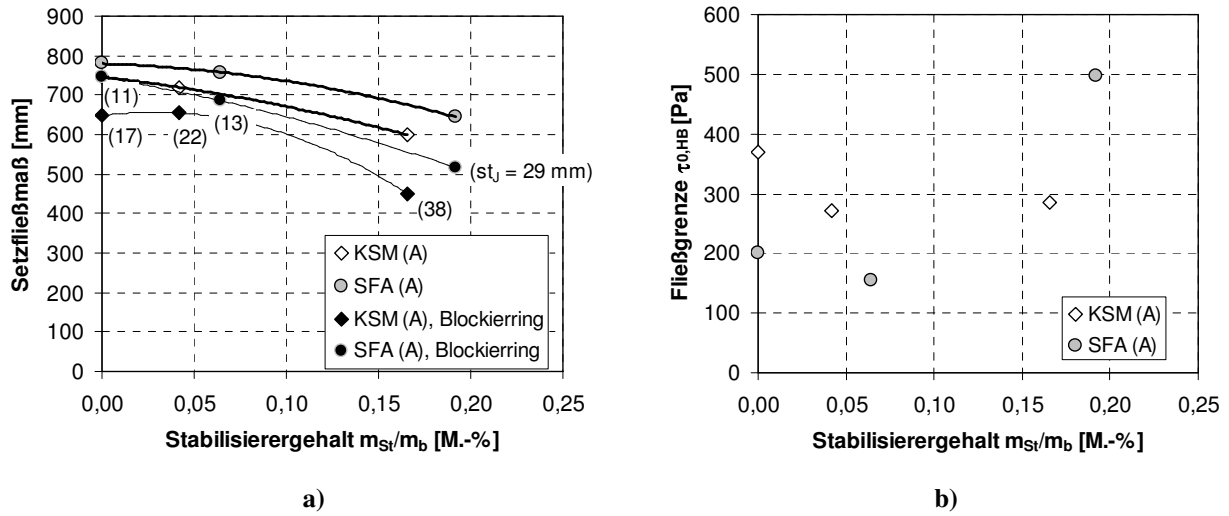


Bild 4.14: Variation des Stabilisiergehaltes
a) Setzfließmaß und Setzfließmaß mit Blockierring (Höhenunterschied st_j)
b) Ermittelte Fließgrenze

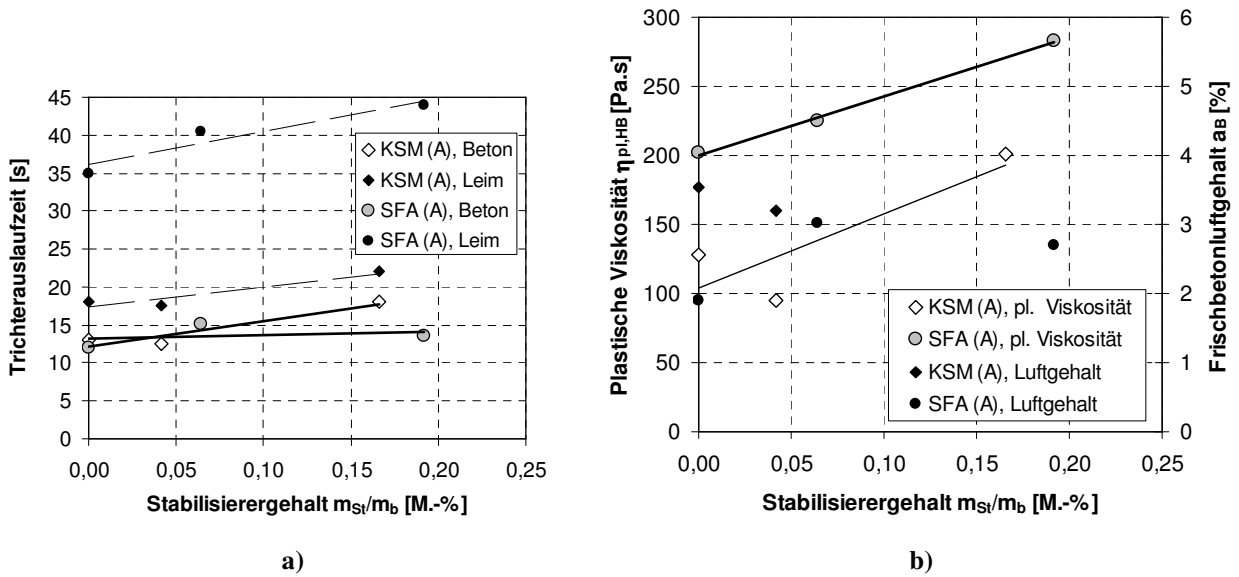


Bild 4.15: Variation des Stabilisiergehaltes
a) Trichterauslaufzeit des Leimes und des Betons
b) Plastische Viskosität und Frischbetonluftgehalt

4.3.1.4 Variation des Zementgehaltes bei einem konstanten äquivalenten Wasserzementwert

Eine weitere Möglichkeit zur Verbesserung der Fließfähigkeit besteht in der Erhöhung des Zementgehaltes bei einem konstanten äquivalenten Wasserzementwert $(w/z)_{eq}$. Diese Vorgehensweise bewirkt eine Erhöhung des Leimvolumens bei gleichzeitiger Reduktion des Feststoffanteils im Leim. Die Auswirkungen auf das Fließverhalten zeigen die folgenden Bilder für $(w/z)_{eq} = 0,46$, einem Fließmittel- bzw. Stabilisierergehalt $m_{FM} = 1,25\%$ v.z. bzw. $m_{St} = 0,1\%$ v.z und der Sieblinie AB16 (Körnungsziffer $k = 4,11$, Bild 4.16). Für diesen Vergleich wurden Portlandkalksteinzement, Portlandhüttenzement und Portlandölschieferzement ausgewählt. Als Zusatzstoff wurde Steinkohlenflugasche der Charge SFA (B) verwendet. Die zugrundeliegenden Versuche wurden im Versuchsprogramm II durchgeführt und sind in [REINHARDT ET AL., 2004] näher beschrieben.

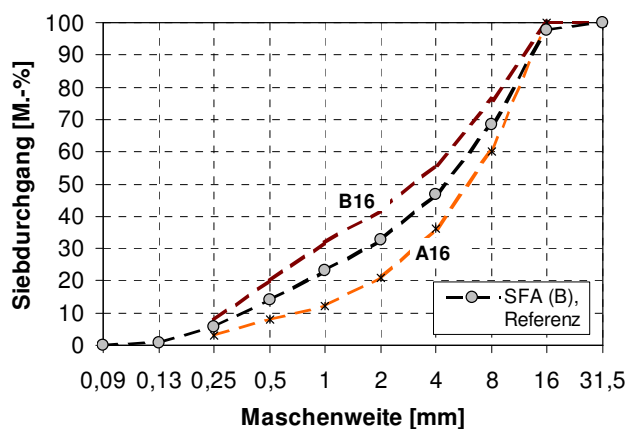


Bild 4.16: Referenzsieblinie und Regelsieblinien nach DIN 1045-2 (Anhang L)

Blockierfreies Fließen zeigten Betone mit CEM II/A-LL 32,5R bei Leimgehalten zwischen 350 und 365 dm^3/m^3 (Bild 4.17) und Betone mit CEM II/A-S 32,5R bei Leimgehalten zwischen 369 und 375 dm^3/m^3 (Bild 4.19).

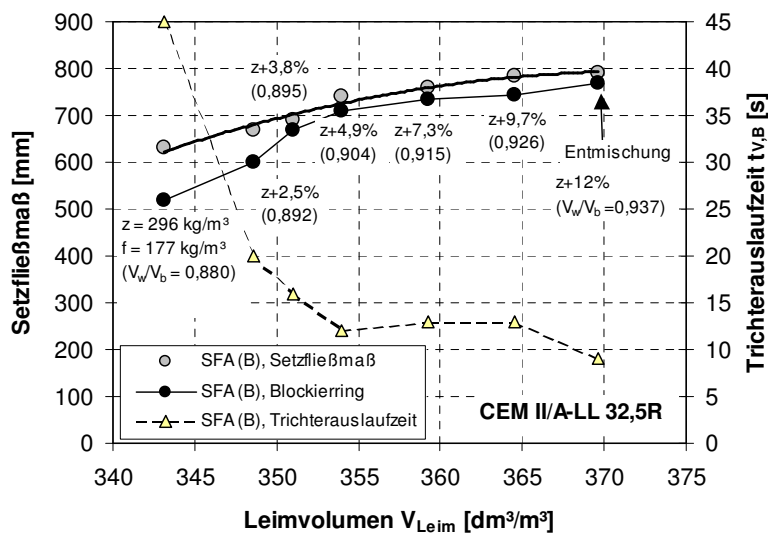


Bild 4.17: Fließverhalten als Funktion des Leimvolumens mit Angabe des volumenbezogenen Wasser-Bindemittel-Verhältnisses (V_w/V_b) für CEM II/A-LL 32,5R

Der Portlandölschieferzement CEM II/B-T 32,5R (Bild 4.19) verfügt über einen größeren mas- senbezogenen Wasseranspruch als der Portlandhüttenzement und der Portlandkalksteinzement (siehe Abschnitt 3.2.3). Damit steigt bei gleichem Fließmittelgehalt der Leimanspruch. Ledig- lich bei einem Leimvolumen von $V_{Leim} = 376 \text{ dm}^3/\text{m}^3$ konnte blockierfreies Fließen beobachtet werden.

Im Rahmen des Versuchsprogramms II wurde – unabhängig von der Zementart – aufgrund der gewählten Gesteinskörnung und Sieblinie ein entmischungsfreies und blockierfreies Fließen bei Trichterauslaufzeiten $t_{V,B}$ zwischen 10 und 16 s beobachtet.

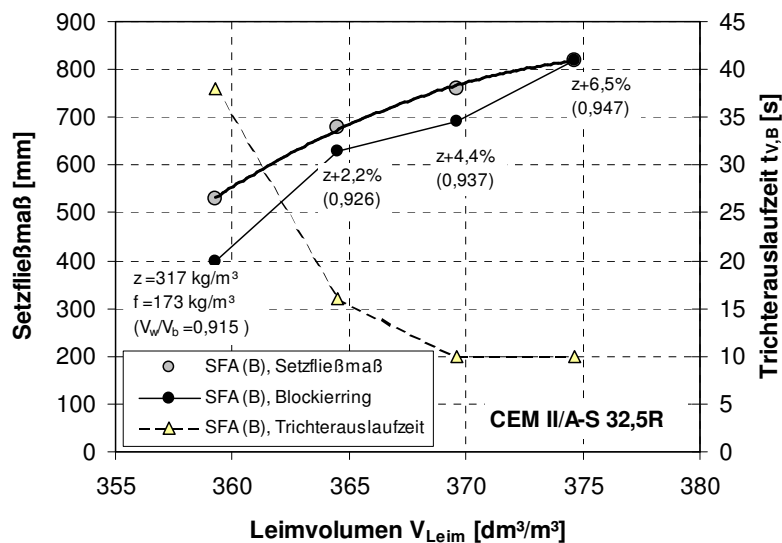


Bild 4.18: Fließverhalten als Funktion des Leimvolumens mit Angabe des volumenbezogenen Wasser-Bindemittel-Verhältnisses (V_w/V_b) für CEM II/A-S 32,5R

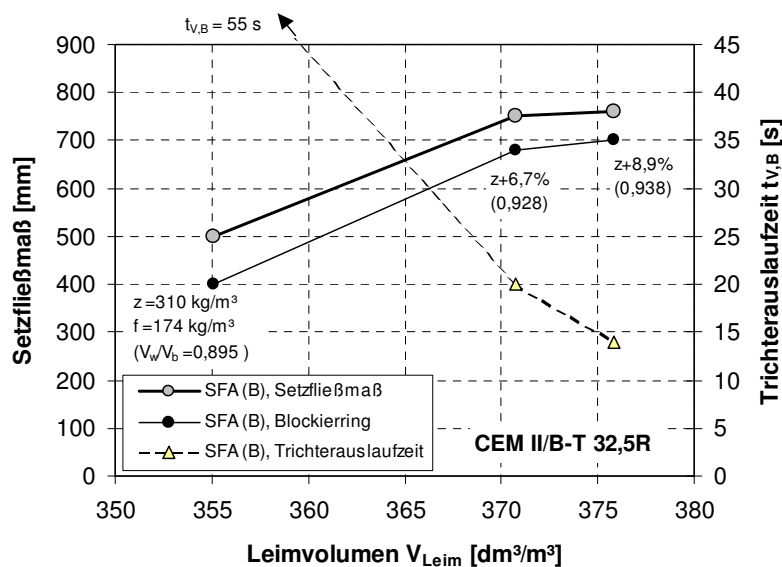


Bild 4.19: Fließverhalten als Funktion des Leimvolumens mit Angabe des volumenbezogenen Wasser-Bindemittel-Verhältnisses (V_w/V_b) für CEM II/B-T 32,5R

4.3.2 Variation des Leimvolumens

Während im vorigen Abschnitt der Einfluss des Feststoffgehalts im Leim und das Leimvolumen durch Erhöhung des Zementgehaltes bei konstantem äquivalentem Wasserzementwert beschrieben wurde, wird nun der Einfluss des Leimvolumens auf das Fließverhalten bei konstantem Feststoffgehalt betrachtet (Versuchsprogramme III und IV). Erwartungsgemäß nehmen bei Vergrößerung des Leimvolumens und der Verringerung des „Feststoffgehaltes“ im Beton das Formausfüllungsvermögen (Bild 4.20) sowie das Setzfließmaß zu, die plastische Viskosität, der Frischbetonluftgehalt sowie die Fließgrenze in der Tendenz ab (Bild 4.21, Bild 4.22). Während die Trichterauslaufzeit $t_{V,B}$ bei Kalksteinmehl mit der Steigerung des Leimvolumens deutlich abnimmt (Bild 4.21a), liegt bei Betonen mit Steinkohlenflugasche ein uneinheitliches Bild vor (Bild 4.21b), was sehr wahrscheinlich auf Streuungen zurückzuführen ist.

Wird auch hier das Formausfüllungsvermögen anhand der Betonzylinder in Bild 4.20 mit den Setzfließmaßen in Bild 4.21 verglichen, dann bestätigt sich, dass bereits Setzfließmaße von 600 mm ausreichen, um unbewehrte Bauteile einfacher Geometrie mit SVB herzustellen. Hierbei wirkt sich besonders günstig aus, dass Kreiszyylinder nur die Unstetigkeitsstelle zwischen dem Boden und der vertikalen Seitenwand aufweisen.

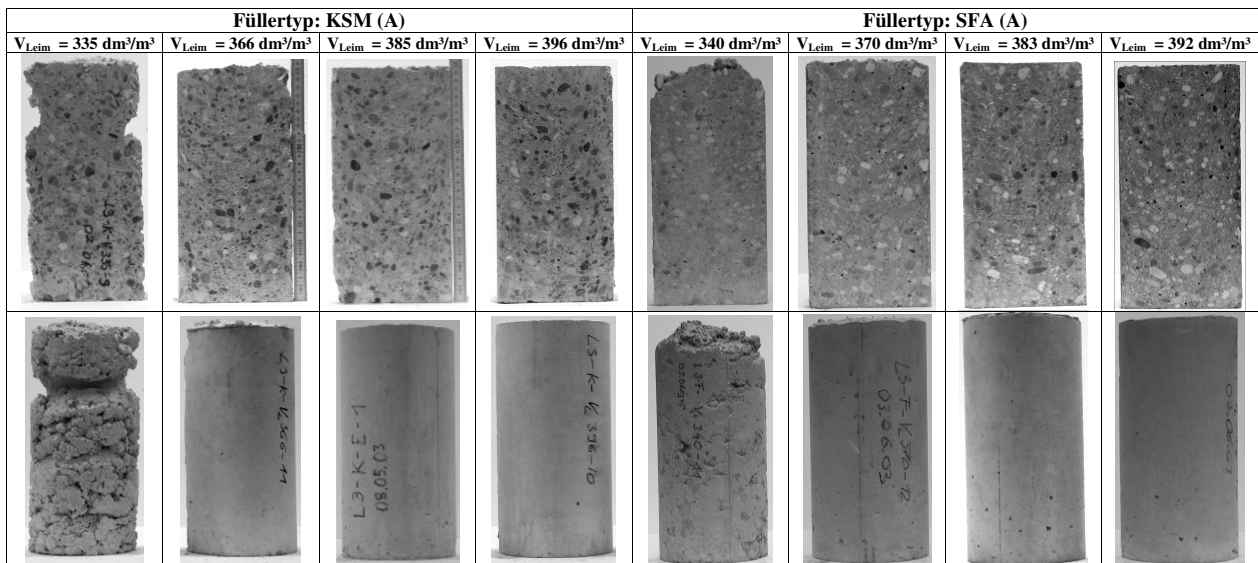
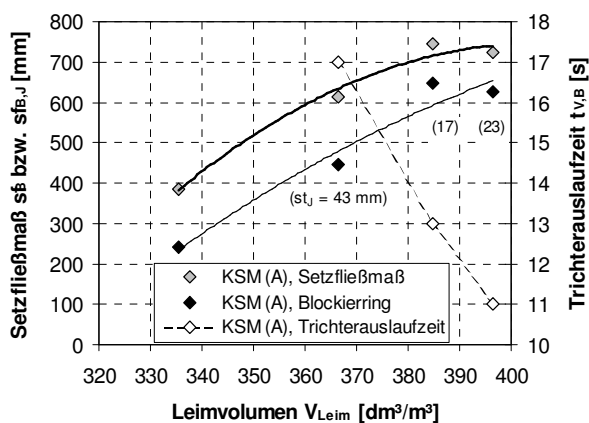
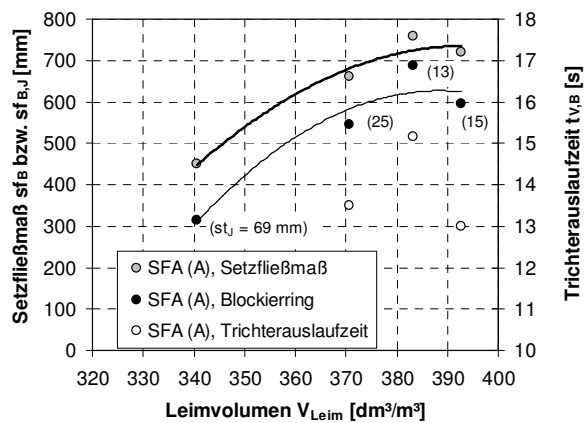


Bild 4.20: Fotografien der hergestellten Betonzylinder; die Einfüllseite befindet sich jeweils oben



a)

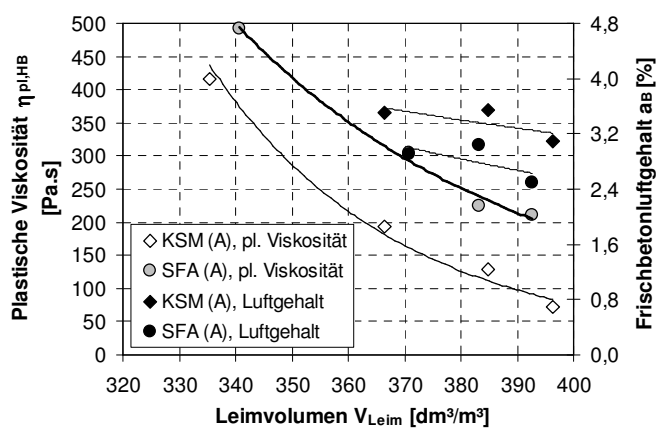


b)

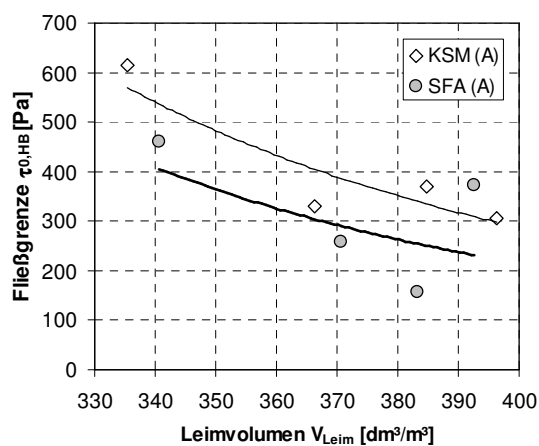
Bild 4.21: Variation des Leimvolumens

a) Setzfließmaß und Setzfließmaß mit Blockierring (Höhenunterschied st_j) für KSM (A)

b) Setzfließmaß und Setzfließmaß mit Blockierring (Höhenunterschied st_j) für SFA (A)



a)



b)

Bild 4.22: Variation des Leimvolumens

a) Plastische Viskosität und Frischbetonluftgehalt

b) Ermittelte Fließgrenze

4.3.3 Variation des Mörtelvolumens

Bei der Variation des Mörtelvolumens V_M (Versuchsprogramme III und IV) wurde so vorgegangen, dass die Zusammensetzung der im Mörtel enthaltenen Gesteinskörnung (0/4) konstant blieb. Ebenso blieb die Grobkornzusammensetzung (4/16) unverändert. Ein derartiger Eingriff in die Betonzusammensetzung beeinflusst das Leimvolumen und die Gesamtsieblinie (Tabelle 4.7 und Bild 4.23). Es ist zu erwarten, dass durch eine Erhöhung des Mörtelvolumens und der damit einhergehenden verbesserten Schmierung der größeren Gesteinskörnung die Fließfähigkeit insgesamt zunimmt, ähnlich wie bei einer alleinigen Vergrößerung des Leimvolumens. Weil bei der Variation des Mörtelvolumens das Verhältnis des Leimvolumens bezogen auf die Gesteinskornoberfläche (< 4 mm) konstant bleibt, birgt diese Art der Variation eine geringere Entmischungsfahr als die alleinige Variation des Leimvolumens.

Tabelle 4.7: Zusammenhang zwischen Mörtelvolumen V_M , Leimvolumen V_{Leim} und Körnungsziffer k , R = Referenz

		KSM (A)				SFA (A)			
		$V_M - 10\%$	$V_M - 2,5\%$	(R)	$V_M + 5\%$	$V_M - 10\%$	$V_M - 2,5\%$	(R)	$V_M + 3\%$
V_M	[dm ³ /m ³]	604	653	670	704	638	691	709	730
V_{Leim}	[dm ³ /m ³]	347	375	385	404	346	374	383	395
k	[-]	4,25	4,08	4,02	3,89	4,08	3,89	3,82	3,74

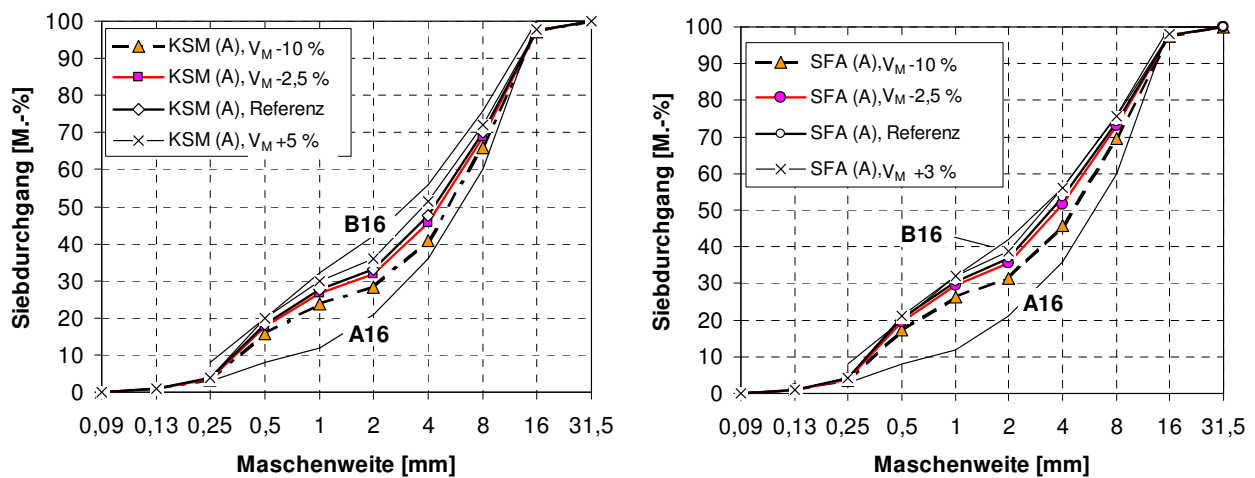


Bild 4.23: Sieblinien der Gesteinskörnung bei Variation des Mörtelvolumens

Die Fotografien der hergestellten Betonzylinder zeigt Bild 4.24. Selbst die Betone mit dem höchsten Mörtelgehalt neigten wegen der oben beschriebenen Zusammenhänge nicht zur Sedimentation. Mit Erhöhung des Mörtelvolumens nehmen die Blockierneigung, die Fließgrenze, die Trichterauslaufzeit und der Frischbetonluftgehalt tendenziell ab, während das Setzfließmaß erwartungsgemäß zunimmt (Bild 4.25).

Im Abschnitt 5.1 wird noch gezeigt werden, wie die Beziehung zwischen der Gesteinskornoberfläche, der Packung der Gesteinskörnung und dem Leimvolumen nur durch einen einzigen Modellparameter beschrieben werden kann.

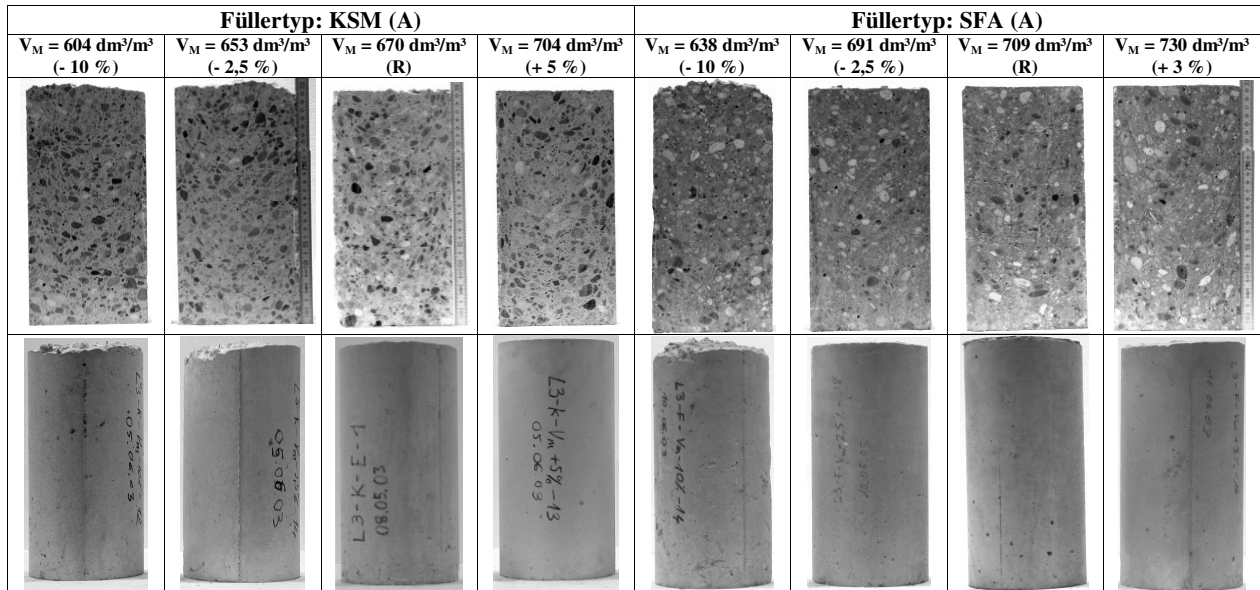


Bild 4.24: Fotografien der hergestellten Betonzylinder; die Einfüllseite befindet sich jeweils oben

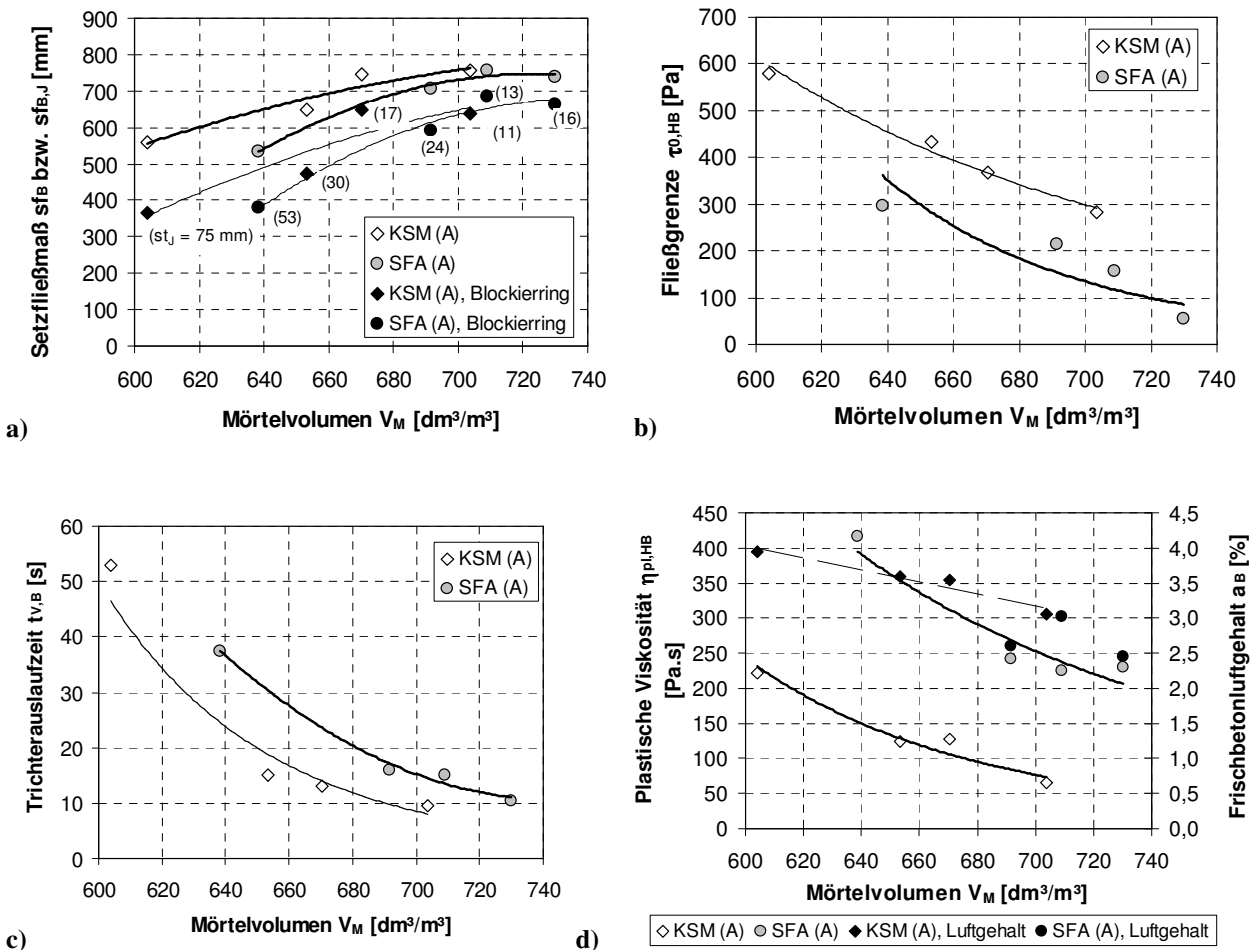


Bild 4.25: Variation des Mörtelvolumens

- a) Setzfließmaß und Setzfließmaß mit Blockkiering unter Angabe des Höhenunterschieds st_j
- b) Ermittelte Fließgrenze bei Variation des Mörtelvolumens
- c) Trichterauslaufzeit des Betons
- d) Plastische Viskosität und Frischbetonluftgehalt bei Variation des Mörtelvolumens

4.3.4 Variation der Sieblinie bei konstantem Leimvolumen

Während in den vorigen Abschnitten die Einflussfaktoren Leimzusammensetzung sowie die gegenseitigen Volumenverhältnisse des Leimes und der Gesteinskörnung untersucht wurden, wird nun der Einfluss verschiedener Sieblinien auf die Fließeigenschaften bei konstantem Leimvolumen betrachtet.

4.3.4.1 Variation der Sieblinie im Bereich A16 bis C16

Zunächst wird der Einfluss der Zuschlagsieblinie auf die Fließeigenschaften untersucht (Versuchsprogramm I, [REINHARDT ET AL., 2004]). Die Sieblinien wurden im Bereich zwischen den Regelsieblinien A16 und C16 nach DIN 1045-2 (Anhang L) variiert und sind in Bild 4.26 dargestellt. Verwendet wurde Portlandkalksteinzement CEM II/A-LL 32,5 R in Verbindung mit Steinkohlenflugasche der Charge SFA (B). Der Leimgehalt blieb mit $V_{Leim} = 352 \text{ dm}^3/\text{m}^3$ konstant. Das Wasser-Bindemittel-Verhältnis V_w/V_b betrug 0,888 bei einem Fließmittelgehalt $m_{FM} = 1,25 \text{ \% v.z.}$ und einem Stabilisierergehalt $m_{St} = 0,1 \text{ \% v.z.}$

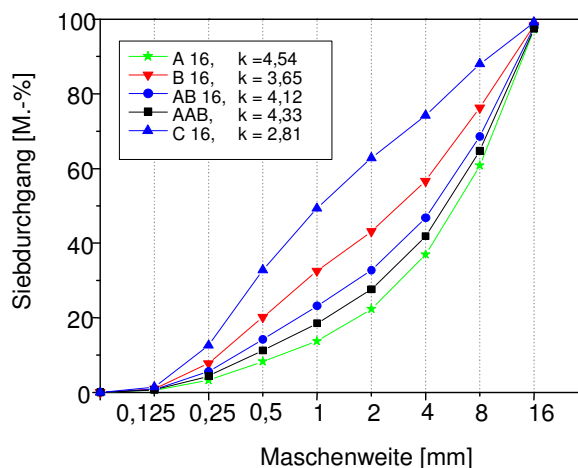
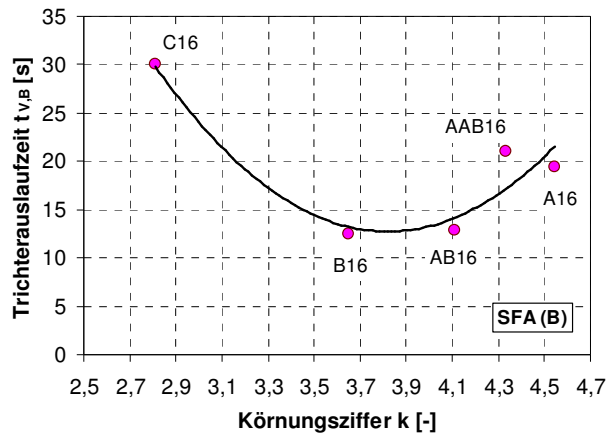


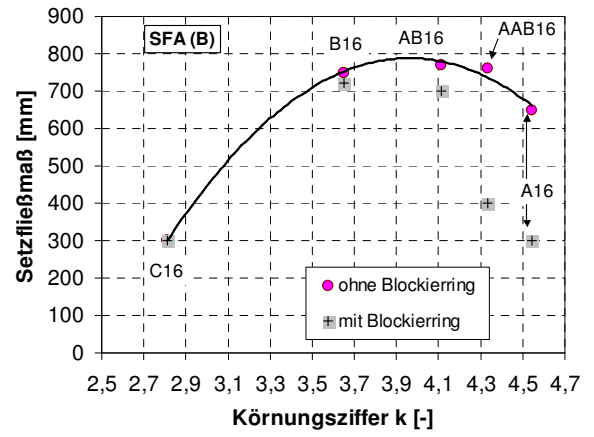
Bild 4.26: Variationen der Sieblinien für die Betone der Charge SFA (B), k = Körnungsziffer

In Bild 4.27 sind die Trichterauslaufzeiten der Betone sowie die gemessenen Setzfließmaße im Setzfließ- bzw. Blockierringversuch über der Körnungsziffer k aufgetragen. Wird ausgehend von der Sieblinie C16 der Feinanteil der Sieblinie verringert (k vergrößert), so nimmt die Trichterauslaufzeit von 30 auf etwa 13 s ab. Gleichzeitig steigt das Setzfließmaß an, bis bei der Sieblinie AB16 das Optimum erreicht wird. Aufgrund des reduzierten Grobkornanteiles von Sieblinie B16 gegenüber A16 weist der Beton unter Verwendung von B16 die geringste Blockierneigung auf. Bei weiterer Erhöhung des Grobkorngehaltes steigen sowohl die Trichterauslaufzeit als auch die Blockierneigung rasch an.

Ein optimales Fließverhalten liegt also im Bereich zwischen AB16 und B16 vor. Im Abschnitt Modellierung wird später gezeigt werden, dass gerade in diesem Bereich das Maximum der Leimschichtdicke liegt, weil der Hohlraumgehalt und die spezifische Kornoberfläche der Gesteinskörnung dort minimal sind.



a)



b)

Bild 4.27: Trichterauslaufzeit des Betons (a) sowie Setzfließmaß über der Körnungsziffer der Sieblinie (b)

4.3.4.2 Variation der Grobkornzusammensetzung

Eine weitere Möglichkeit besteht darin, nur den Grobkorngehalt (> 4 mm) der Gesteinskörnung zu variieren (Versuchsprogramme III und IV). Diese Untersuchungen wurden mit CEM II/A-LL 32,5 R in Verbindung mit Kalksteinmehl der Charge KSM (A) bzw. Steinkohlenflugasche der Charge SFA (A) durchgeführt.

Die Massenanteile der Gesteinskörnung 4/8 und 8/16 wurden ausgehend von der Referenzmischung (R) gemäß Tabelle 4.8 variiert. Der Gesamtanteil der Gesteinskörnung und damit das Leimvolumen blieb konstant. Die sich ergebenden Sieblinien der Gesteinskörnung zeigt Bild 4.28.

Tabelle 4.8: Massenverhältnis der Gesteinskörnung und Volumen der groben Gesteinskörnung (> 8 mm)

		KSM (A)				SFA (A)			
$m_{g,4/8} : m_{g,8/16}$ ²⁾	[%]	0 : 100	39 : 61 (R)	50 : 50	100 : 0	20 : 80	41 : 59 (R)	50 : 50	100 : 0
$V_{g>8}$	[dm ³ /m ³]	294 ^{S)}	185	155	17	210	160	137	15

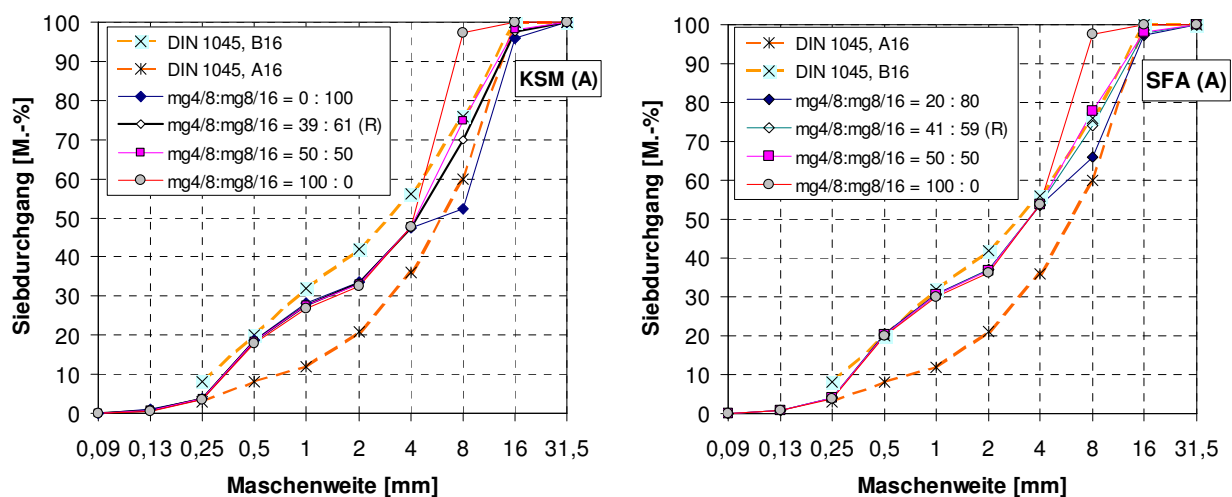


Bild 4.28: Sieblinien der Gesteinskörnung bei Variation der Grobkornzusammensetzung

Jede Änderung der Sieblinie beeinflusst sowohl die mögliche Kornpackung der Gesteinschüttung (Bild 4.29a, siehe auch Abschnitt 5.1) als auch die spezifische Kornoberfläche (Bild 4.29b). Daraus resultieren unterschiedliche Leimansprüche der Gesteinschüttungen. Mit Setzfließmaßen über 700 mm (Bild 4.31) zeigen alle Betone ein gutes Formausfüllungsvermögen. Weil mit sinkendem Kornanteil 4/8 der Leimüberschuss zunimmt, wird gleichzeitig die Oberflächengüte verbessert, indem weniger Lufteinschlüsse verbleiben (Bild 4.30). Wurde ganz auf die Kornfraktion 4/8 verzichtet, dann sedimentierte die Betonmischung mit Kalksteinmehl im Rheometer, während augenscheinlich in Bild 4.30 keine statische Sedimentation erkennbar ist.

²⁾ $m_{g,4/8}$ und $m_{g,8/16}$ sind die Einwaagen der Kornfraktionen.

^{S)} Diese Betonmischung neigte zum Sedimentieren während der Rheometermessung, ohne jedoch statisch zu sedimentieren (vgl. Anhang).

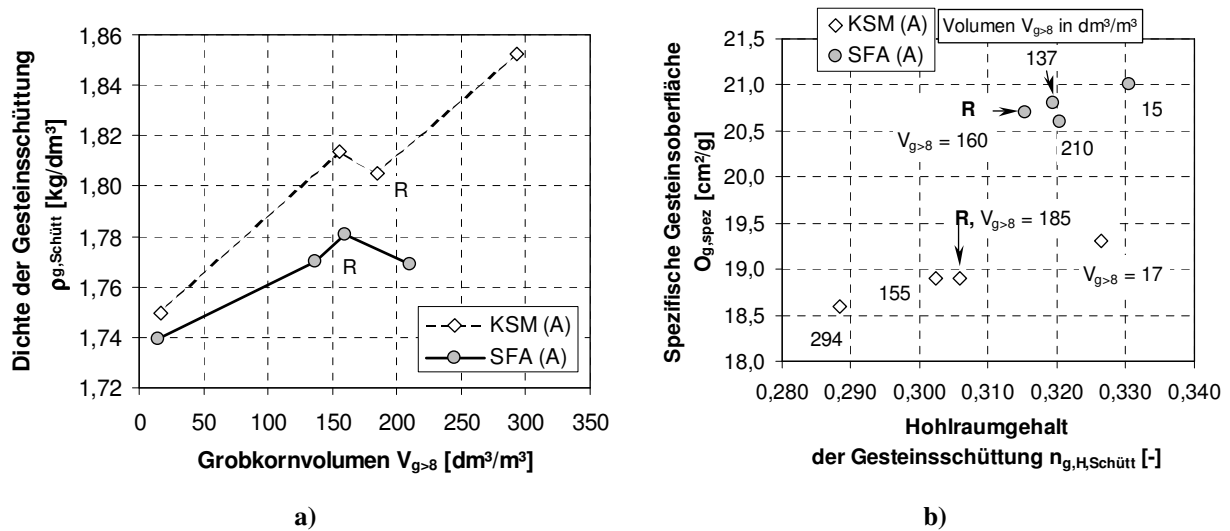


Bild 4.29: a) Dichte der lose geschütteten Gesteinskörnung als Funktion des Grobkornvolumens
 b) Spezifische Gesteinsoberfläche $O_{g, spez}$ als Funktion des Grobkornvolumens (R = Referenz)

Füllertyp: KSM (A)				Füllertyp: SFA (A)			
$V_{g>8} = 294 \text{ dm}^3/\text{m}^3$ $m_{g,4/8} : m_{g,8/16}$ 0 : 100	$V_{g>8} = 185$ $m_{g,4/8} : m_{g,8/16}$ 39 : 61 Referenz	$V_{g>8} = 155$ $m_{g,4/8} : m_{g,8/16}$ 50 : 50	$V_{g>8} = 17$ $m_{g,4/8} : m_{g,8/16}$ 100 : 0	$V_{g>8} = 210 \text{ dm}^3/\text{m}^3$ $m_{g,4/8} : m_{g,8/16}$ 20 : 80	$V_{g>8} = 160$ $m_{g,4/8} : m_{g,8/16}$ 41 : 59 Referenz	$V_{g>8} = 137$ $m_{g,4/8} : m_{g,8/16}$ 50 : 50	$V_{g>8} = 15$ $m_{g,4/8} : m_{g,8/16}$ 100 : 0

Bild 4.30: Fotografien der hergestellten Betonzylinder; die Einfüllseite befindet sich jeweils oben

Bild 4.31a) zeigt, dass die Referenzmischungen über ein maximales Setzfließmaß und eine minimale Blockierneigung verfügen. Auf die Leimschichtdicke d_{Leim} , als eine mögliche Größe zur Beschreibung des Fließverhaltens, wird im nächsten Abschnitt 5.1 detailliert eingegangen. Bei der Berechnung der Leimschichtdicke wird von der Vorstellung ausgegangen, dass der überschüssige Leim, der nach dem Auffüllen der Hohlräume der Gesteinsschüttung übrig bleibt, auf alle Körner gleichmäßig verteilt wird. Sie wird hier bereits verwendet, da sie den Einfluss des Grobkornvolumens auf die Fließeigenschaften in einfacher Weise veranschaulicht (Bild 4.31b).

In erster grober Näherung kann die tendenzielle Abhängigkeit zwischen Setzfließmaß und Leimschichtdicke durch einen linearen Zusammenhang beschrieben werden.

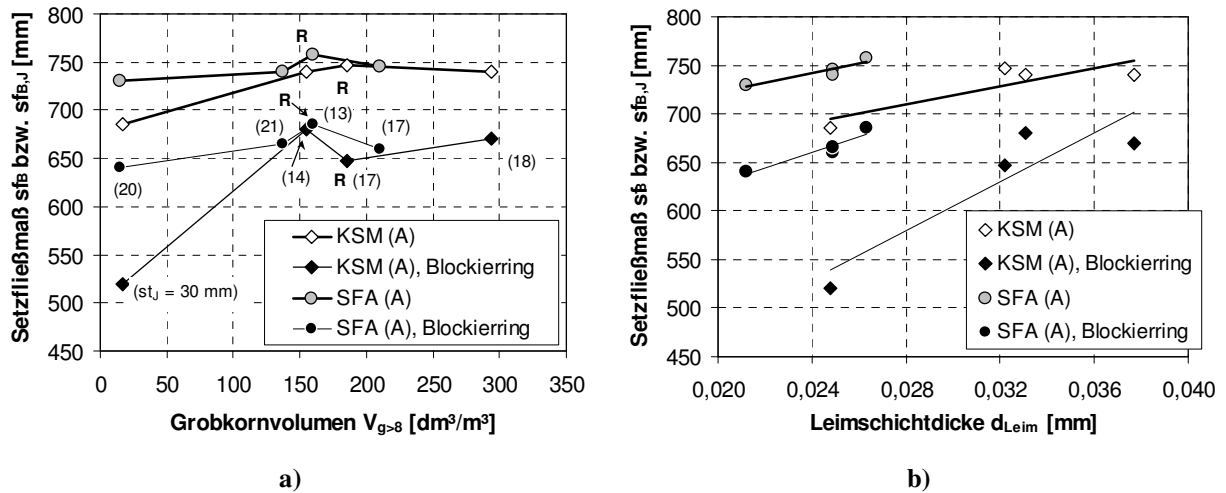


Bild 4.31: a) Setzfließmaß und Setzfließmaß mit Blockierring (mit Angabe des Höhenunterschieds st_j) als Funktion des Grobkornvolumens
 b) Setzfließmaß und Setzfließmaß mit Blockierring als Funktion der Leimschichtdicke d_{Leim} (R = Referenz)

Es wäre zu erwarten, dass das Minimum der Fließgrenze in Bild 4.32 mit dem Maximum des Setzfließmaßes in Bild 4.31a) zusammenfällt. Dies trifft jedoch für beide Füllertypen nicht einheitlich zu.

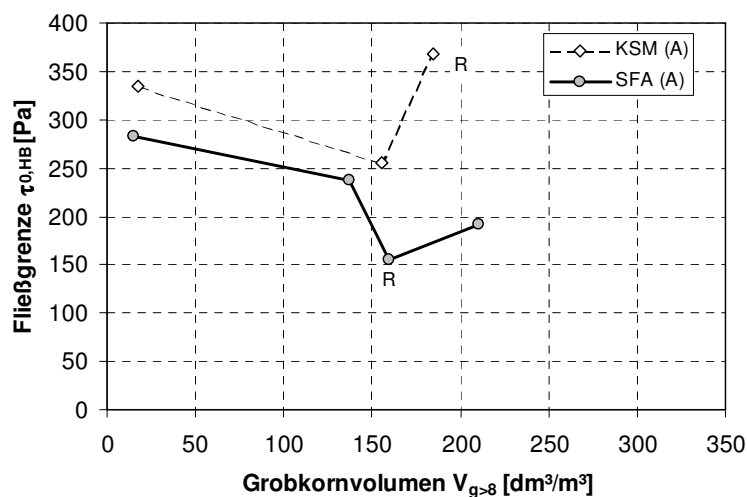


Bild 4.32: Ermittelte Fließgrenze bei Variation des Grobkornvolumens, R = Referenz

In Bild 4.33 und Bild 4.34 sind die Frischbetonparameter plastische Viskosität, Luftgehalt und Trichterauslaufzeit jeweils als Funktion des Grobkornvolumens bzw. als Funktion der Leimschichtdicke dargestellt. Mit zunehmender Leimschichtdicke sinkt die Trichterauslaufzeit und die plastische Viskosität des Betons.

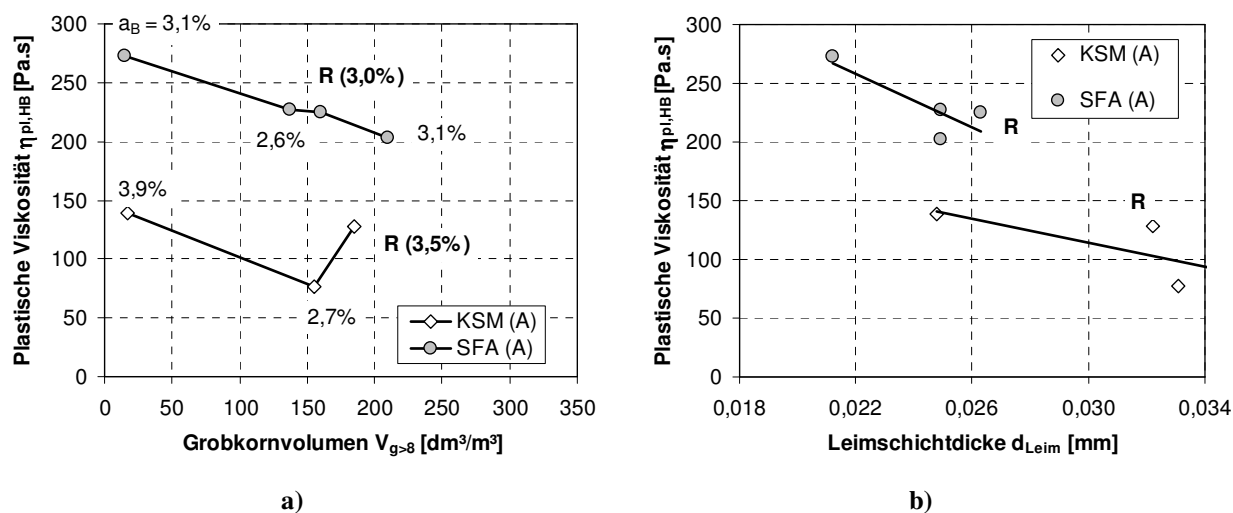


Bild 4.33: Plastische Viskosität und Luftgehalt über dem Grobkornvolumen (a) bzw. über der Leimschichtdicke (b), R = Referenz

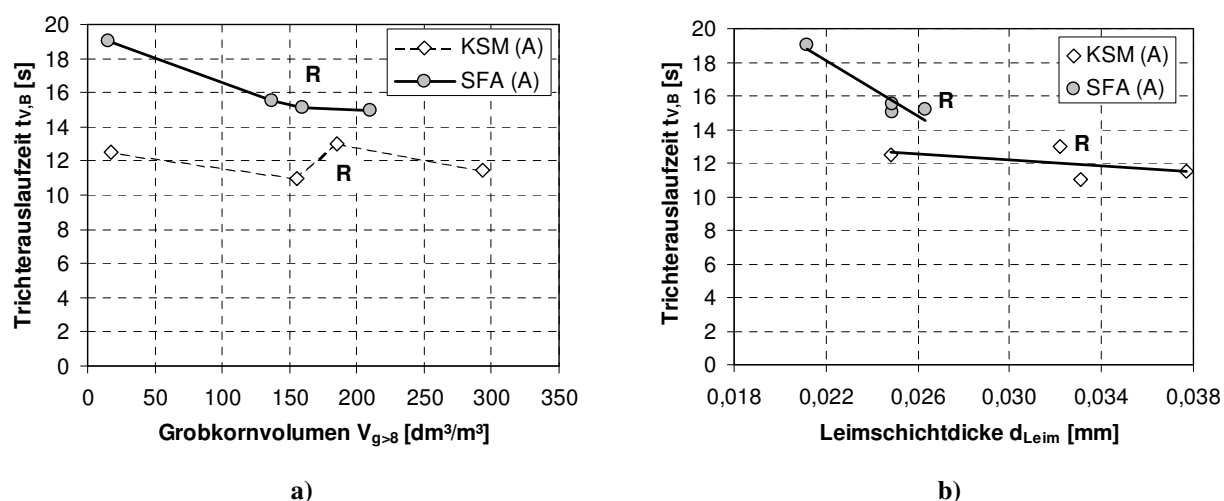


Bild 4.34: Trichterauslaufzeit über dem Grobkornvolumen (a) bzw. über der Leimschichtdicke (b), R = Referenz

Auffallend sind die nahezu affinen Verläufe der plastischen Viskosität in Bild 4.33 und der Trichterauslaufzeit in Bild 4.34.

5 Modellierung der rheologischen Eigenschaften

Bislang wurden die Fließeigenschaften im Wesentlichen als Funktion der jeweiligen Entwurfsparameter betrachtet. Durch die Modellierung des Betons als 2-Phasen-System bestehend aus einer viskosen Flüssigkeitsphase (Bindemittelleim) und der darin dispergierten Feststoffphase (Gesteinskörnung) ist es möglich, die verschiedenen Entwurfsparameter in Modellparameter zu überführen. Dies wurde anhand der Leimschichtdicke im vorigen Abschnitt bereits angedeutet. Zur Modellierung der Fließeigenschaften werden die zwei unterschiedlichen Modellparameter Leimschichtdicke und relative Feststoffkonzentration verwendet und miteinander verglichen.

5.1 Modellierung der Feststoffphase (Gesteinskörnung)

Wie bereits im Abschnitt 2 erläutert wurde, kann zur Beschreibung der relativen Viskosität von Beton das Verhältnis der Volumenkonzentration der Feststoffe im Beton zur maximalen Feststoffkonzentration im verdichteten Zustand herangezogen werden. Dieses Verhältnis wird als relative Feststoffkonzentration ϕ/ϕ_{max} bezeichnet und steht stellvertretend für den Kornreibungsanteil. Im Unterschied zu [FERRARIS ET AL., 1998] und [DE LARRARD, 1999] wird in dieser Arbeit nicht das Wasser, sondern der Bindemittelleim als flüssige Phase betrachtet. Damit besteht auch ein grundlegender Unterschied zu Untersuchungen von NIELSEN [2001] bzw. GEIKER ET AL. [2002], welche den selbstverdichtenden Beton durch die Feststoffphase grobe Gesteinskörnung und die flüssige Mörtelphase idealisierten.

Gemäß Abschnitt 3 wird die volumenbezogene Konzentration der Gesteinskörnung bei dichtester Packung (verdichteter Zustand) ϕ_{max} nach Gl. (5.1) berechnet:

$$\phi_{max} = \frac{\rho_{g, Pack}}{\rho_g} \quad (5.1)$$

mit:

ϕ_{max}	[-]	Maximale Volumenkonzentration der Gesteinskörnung im verdichteten Zustand (maximale Feststoffkonzentration)
ρ_g	[kg/dm ³]	Mittlere Korndichte der Gesteinskörnung
$\rho_{g, Pack}$	[kg/dm ³]	Packungsdichte im verdichteten Zustand

Die flüssige Phase Bindemittelleim führt im Frischbetonzustand zu einer Dispergierung der festen Phase Gesteinskörnung. Daher kann die relative Feststoffkonzentration ϕ/ϕ_{max} für einen Kubikmeter Frischbeton mit Gl. (5.2) berechnet werden.

$$\frac{\phi}{\phi_{max}} = \frac{\frac{V_g}{V_g + V_{Leim}}}{\phi_{max}} = \frac{V_g}{(V_g + V_{Leim})\phi_{max}} = \frac{1}{\phi_{max}} \cdot \frac{V_g}{1000} \quad (5.2)$$

mit:

ϕ	[-]	Anteil der Feststoffphase
V_g	[dm ³ /m ³]	Volumen der Gesteinskörnung je Kubikmeter Frischbeton
V_{Leim}	[dm ³ /m ³]	Leimvolumen je Kubikmeter Frischbeton

Es ist auch möglich, den Kornreibungsanteil durch den Abstand der Partikel untereinander zu beschreiben. Dieser Abstand ist abhängig vom Hohlraumgehalt und der Oberfläche der Gesteinsschüttung. Der Abstand zweier als Kugeln idealisierter Gesteinskörner ergibt sich nach Bild 5.1 als die doppelte Leimschichtdicke d_{Leim} , wenn die Leimschichtdicke bzw. der Abstand für alle Körner in erster Näherung gleich groß angenommen wird. Andere Ansätze zur Verteilung des Überschussleimes mit variabler Leimschichtdicke werden in [OH ET AL., 1999] beschrieben.

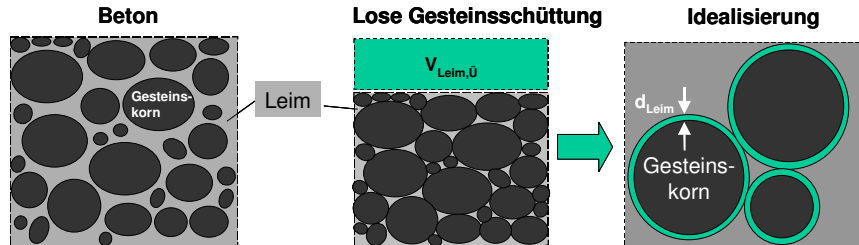


Bild 5.1: Schematische Darstellung des Überschussleimes $V_{Leim,Ü}$ und der Leimschichtdicke d_{Leim}

Ehe die Leimschichtdicke ermittelt werden kann, muss zunächst das überschüssige Leimvolumen $V_{Leim,Ü}$ nach Gl. (5.3) berechnet werden, das nach dem Auffüllen der Hohlräume noch zur Schmierung der Gesteinskörnung zur Verfügung steht (Bild 5.1).

$$V_{Leim,Ü} = V_{Leim} - V_{g,H,Schütt} = V_{Leim} - V_g \left(\frac{1}{n_{g,Schütt}} - 1 \right) = V_{Leim} - \frac{m_g}{\rho_g} \left(\frac{\rho_g}{\rho_{g,Schütt}} - 1 \right) \quad (5.3)$$

mit:

$V_{Leim,Ü}$	[dm ³ /m ³]	Überschüssiges Leimvolumen je Kubikmeter Frischbeton
V_{Leim}	[dm ³ /m ³]	Je Kubikmeter Frischbeton vorhandenes Leimvolumen
$V_{g,H,Schütt}$	[dm ³ /m ³]	In der losen Gesteinsschüttung enthaltenes Hohlraumvolumen je Kubikmeter Frischbeton
V_g	[dm ³ /m ³]	Reines Kornvolumen der Gesteinskörnung je m ³ Frischbeton
$n_{g,Schütt}$	[-]	Feststoffgehalt bei loser Gesteinsschüttung nach Gl. (3.4)
m_g	[kg/m ³]	Masse der Gesteinskörnung je Kubikmeter Frischbeton
ρ_g	[kg/dm ³]	Mittlere Korndichte der Gesteinskörnung
$\rho_{g,Schütt}$	[kg/dm ³]	Schüttdichte der Gesteinskörnung

Bei der Berechnung der Leimschichtdicke bestehen nun zwei Möglichkeiten: Wird die Leimschichtdicke direkt nach Gl. (5.4) berechnet, indem der Überschussleim durch die Gesamtoberfläche O_g der Gesteinskörnung dividiert wird, so setzt dies voraus, dass die Leimschichtdicke klein im Vergleich zur Partikelgröße ist, weil Gl. (5.4) nur für eine ebene Leimverteilung gilt.

$$d_{Leim,pris} = \frac{V_{Leim,Ü}}{O_g} \quad (5.4)$$

mit:

$d_{Leim,pris}$	Leimschichtdicke auf der Gesteinskörnung
$V_{Leim,Ü}$	Überschüssiges Leimvolumen je Kubikmeter Frischbeton
O_g	Oberfläche der Gesteinskörnung je Kubikmeter Frischbeton nach Gl. (5.5)

Zur Berechnung der Oberfläche erfolgt die Aufteilung der Gesteinskörnung in i Kornklassen entsprechend der Siebe nach DIN 1045-2 (Anhang L). Jede Kornklasse wird dabei durch n_i Körner des fiktiven Kornradius r_i repräsentiert (vgl. auch Tabelle 5.1). Die Berechnung der Oberfläche nach Gl. (5.5) erfolgt dabei ohne den Mehlkornanteil der Gesteinskörnung. Dieser wird jedoch nicht zum Leimvolumen V_{Leim} gerechnet, weil der Mehlkornanteil der Gesteinskörnung bei der Berechnung des Überschussleimvolumens nach Gl. (5.3) indirekt über das Hohlräumvolumen der losen Gesteinsschüttung berücksichtigt wird.

$$O_g = 4\pi \sum_i n_i r_i^2 \quad \text{mit } r_i > 0,125 \text{ mm} \quad (5.5)$$

Zum Vergleich verschiedener Sieblinien ist es zweckmäßig, die Kornoberfläche O_g auf die Masse m_g der Gesteinskörnung zu beziehen und als spezifische Kornoberfläche $O_{g,spez}$ je Gramm Gesteinskörnung nach Gl. (5.6) anzugeben.

$$O_{g,spez} = \frac{O_g}{m_g} \quad (5.6)$$

Weil in dieser Arbeit die Gesteinskörnung als Kugelhaufwerk idealisiert worden ist, wurde die Berechnung der Leimschichtdicke konsequenterweise unter Annahme einer sphärischen Leimverteilung nach Gl. (5.7) vorgenommen.

$$V_{Leim,\ddot{U}} = \sum_i n_i \left(\frac{4}{3} \pi (r_i + d_{Leim,sphär})^3 - \frac{4}{3} \pi r_i^3 \right) = \frac{4}{3} \pi \sum_i n_i \left((r_i + d_{Leim,sphär})^3 - r_i^3 \right) \quad (5.7)$$

mit:

- $V_{Leim,\ddot{U}}$ Überschüssiges Leimvolumen je Kubikmeter Frischbeton
- i Kornklasse
- n_i Anzahl der Körner in der Kornklasse i je Kubikmeter Frischbeton
- r_i Fiktiver Kornradius eines Kornes der Kornklasse i .
- Berücksichtigt werden alle Körner mit $r_i > 0,125$ mm
- $d_{Leim,sphär}$ Leimschichtdicke auf der Gesteinskörnung

Tabelle 5.1 enthält eine beispielhafte Berechnung der Oberfläche der Gesteinskörnung für eine im Bereich AB16 liegende Sieblinie ($k = 4,019$).

Tabelle 5.1: Beispielhafte Berechnung der Oberfläche der Gesteinskörnung

Maschenweite	Siebdurchgang	fiktiver Korndurchmesser d_i	Anteil der fiktiven Kornfraktion	Anzahl n_i der Körner je m ³ Frischbeton	Oberfläche $O_{g,i}$ der Gesteinskörnung (je m ³ Frischbeton)	Anteil an der Gesamtoberfläche
[mm]	[M.-%]	[mm]	[M.-%]	[1/m ³]	[cm ² /m ³]	[%]
0,125	0,86	0,1075	0,75	-	-	-
0,25	3,72	0,1875	2,86	5,096E+09	5659618,7	18,7
0,5	18,42	0,375	14,70	3,274E+09	14544824,3	48,2
1	27,63	0,75	9,21	2,564E+08	4556388,9	15,1
2	33,25	1,5	5,62	1,956E+07	1390168,6	4,6
4	47,56	3,0	14,31	6,225E+06	1769867,7	5,9
8	69,95	6,0	22,39	1,218E+06	1384603,0	4,6
16	97,56	12,0	27,61	1,877E+05	853704,5	2,8
31,5	100,00	23,75	2,44	2,139E+03	38119,6	0,1
			100,00		$O_g = 30197295,3$	100,0

Im vorliegenden Beispiel stellt die Kornfraktion 0,25/0,5 mm den überwiegenden Anteil der Kornoberfläche mit rund 48 %. Dies unterstreicht auch die wichtige Bedeutung des Feinsandes bei SVB. Bereits geringe Verschiebungen der Sieblinie im Feinsandbereich führen zu drastischen Änderungen der Kornoberfläche und damit zu erheblichen Schwankungen der Fließfähigkeit.

Die spezifische Kornoberfläche wurde mit $m_g = 1599,6 \text{ kg/m}^3$ zu $O_{g, \text{spez}} = 18,9 \text{ cm}^2/\text{g}$ bestimmt. Bei loser Gesteinsschüttung und einer Schüttdichte von $\rho_{g, \text{Schütt}} = 1,805 \text{ kg/dm}^3$ sowie einer mittleren Korndichte $\rho_g = 2,601$ berechnet sich der Hohlraumgehalt zu $n_{g, H, \text{Schütt}} = 0,306$. Bei einem Leimvolumen von $V_{\text{Leim}} = 385 \text{ dm}^3/\text{m}^3$ beträgt die mittlere Leimschichtdicke $d_{\text{Leim, sphär}} = 0,032 \text{ mm}$ nach Gl. (5.7) bzw. $d_{\text{Leim, pris}} = 0,038 \text{ mm}$ nach Gl. (5.4).

An dieser Stelle ist anzumerken, dass die nach Gl. (5.4) bzw. (5.7) berechnete mittlere Leimschichtdicke durchaus niedriger sein kann als der mittlere Korndurchmesser (Medianwert der Korngrößenverteilung) des Bindemittelleims, der für alle Mischungen rund $10 \mu\text{m}$ beträgt (siehe Abschnitt 3.2.3). Es sind zwei Gründe, die zu diesen relativ kleinen Leimschichtdicken führen: Erstens, weil der Hohlraumgehalt der Gesteinsschüttung im unverdichteten Zustand herangezogen wurde und zweitens, weil eine konstante Leimschichtdicke unabhängig von der Korngröße angenommen wurde. Ausgehend von einer zweidimensionalen Betrachtung müsste zumindest die Leimschichtdicke um ein Zuschlagkorn größer als der halbe Größtkorndurchmesser des Leimkorns sein. In Wirklichkeit liegt ein dreidimensionales Kornhaufwerk mit genügend großem Zwickelanteil zwischen den Körnern vor. Weiter ist der Bindemittelleim – ebenso wie die Gesteinskörnung – ein kontinuierlich zusammengesetztes Haufwerk verschieden großer Körner. Damit ist die ermittelte Leimschichtdicke als relative Vergleichsgröße zur Bewertung unterschiedlicher Sieblinien trotz der absoluten Größe geeignet.

Bei sehr kleinen Leimschichtdicken stimmen beide Berechnungsvarianten überein. Mit zunehmenden Leimschichtdicken wird der Unterschied zwischen beiden Berechnungsalternativen erwartungsgemäß größer (Bild 5.2). Die verwendeten Symbole stehen stellvertretend für die Variation des Leimgehaltes, des Mörtel- und des Grobkorngehaltes (siehe vorige Abschnitte).

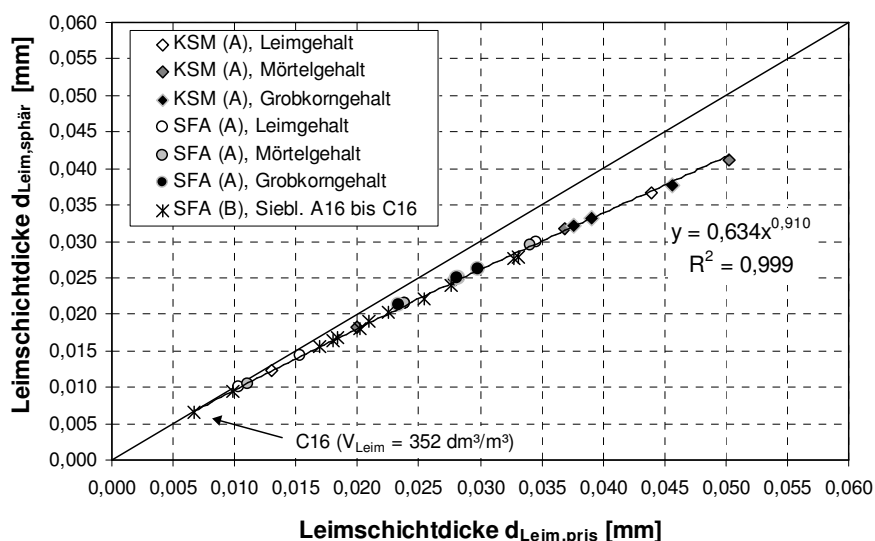


Bild 5.2: Vergleich der beiden Berechnungsmethoden nach Gl. (5.4) und (5.7)

Eine Umrechnung beider Leimschichtdicken kann vereinfachend mit Gl. (5.8) vorgenommen werden.

$$d_{Leim,sphär} = 0,634 \cdot d_{Leim,pris}^{0,91} \quad (5.8)$$

mit:

$d_{Leim,sphär}$ [mm] Leimschichtdicke auf der Gesteinskörnung nach Gl. (5.7)
 $d_{Leim,pris}$ [mm] Leimschichtdicke auf der Gesteinskörnung nach Gl. (5.4)

Für die folgende Modellierung wurden die Leimschichtdicken unter Annahme einer sphärischen Leimverteilung berechnet und zur Vereinfachung nur noch mit d_{Leim} bezeichnet.

Zum Vergleich verschiedener Sieblinien wird häufig die Körnungsziffer k herangezogen. In Bild 5.3 ist die spezifische Kornoberfläche $O_{g,spez}$ und der Hohlraumgehalt $n_{g,H,Schütt}$ bei loser Schüttung als Funktion der Körnungsziffer k dargestellt. Die Angabe der Füllertypen ermöglicht die Zuordnung der Gesteinskörnung zu den entsprechenden Betonen (Tabelle 3.1). Die Lieferkörnungen der Betone mit SFA (B) unterschieden sich in der Herkunft ihrer Sandfraktion von jenen mit KSM (A) bzw. SFA (A). Somit ist es denkbar, dass auch die Lagerungsdichte bzw. der Hohlraumgehalt beeinflusst wurden, vgl. auch [PROSKE ET AL., 2004].

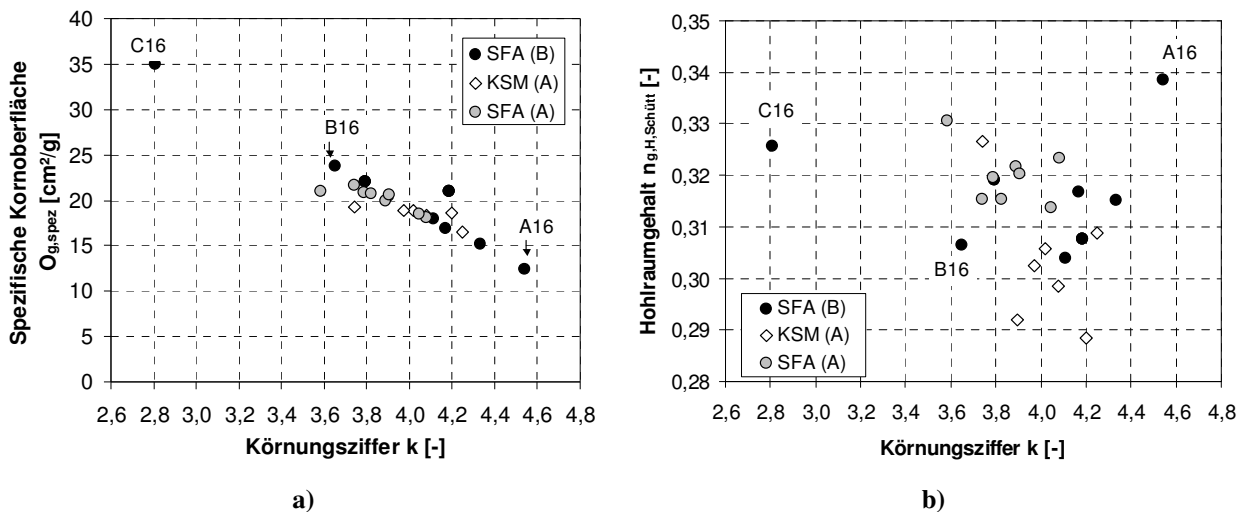


Bild 5.3: Spezifische Kornoberfläche (a) und Hohlraumgehalte (b) für verschiedene Sieblinien im Bereich zwischen A16 und C16

Zwischen der spezifischen Kornoberfläche nach Gl. (5.6) und der Körnungsziffer k besteht nahezu ein linearer Zusammenhang, weil beide Parameter auf Basis der Siebdurchgänge berechnet wurden. Es ist nicht möglich, den Hohlraumgehalt in Bild 5.3b) durch die Körnungsziffer zu beschreiben. Die Ursache liegt in der Definition der Körnungsziffer. Beide in Bild 5.4 dargestellten Sieblinien verfügen mit $k = 3,74$ über die gleiche Körnungsziffer. Die Gesteinsschüttung der Sieblinie Nr. 1 weist jedoch wegen der ungünstigen Grobkornzusammensetzung einen höheren Hohlraumgehalt bei loser Schüttung ($n_{g,H,Schütt} = 0,235$) auf als Sieblinie Nr.2 mit $n_{g,H,Schütt} = 0,208$.

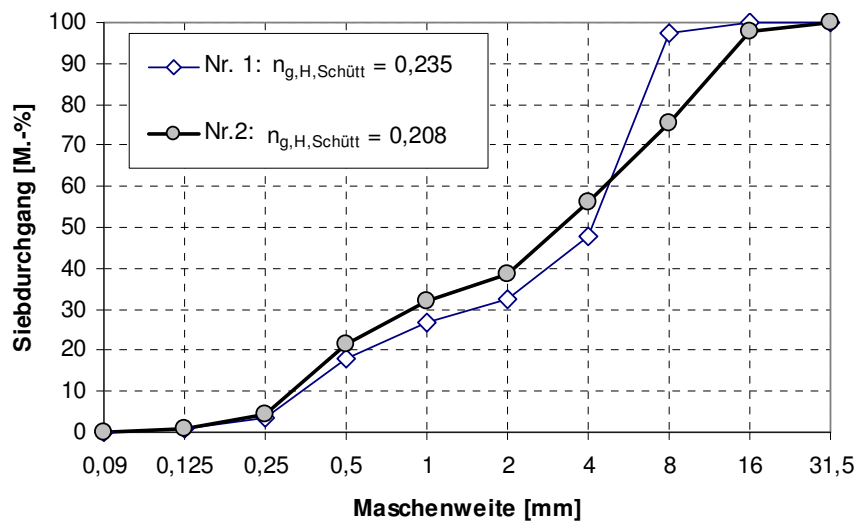


Bild 5.4: Zwei Sieblinien mit gleicher Körnungsziffer und unterschiedlichem Hohlraumgehalt

Zudem ist zu beachten, dass die Körnungsziffer nur Körnungsanteile $> 0,25$ mm berücksichtigt, während zur Berechnung der spezifischen Kornoberfläche $O_{g,spez}$ nach Gl. (5.6) alle Kornanteile $> 0,125$ mm berücksichtigt werden. Auch die Rauigkeit der Kornoberfläche dürfte mitverantwortlich für die Lagerungsdichte der Gesteinsschüttung sein. Damit kann die Körnungsziffer nicht als alleiniger Modellparameter zur Beschreibung der Gesteinskörnung verwendet werden. Sie wird jedoch wegen ihrer einfachen Berechnung häufig als Entwurfshilfe bei der Bestimmung des Wasseranspruchs von Rüttelbeton verwendet.

In Bild 5.5 sind die Hohlraumgehalte und die spezifischen Kornoberflächen für verschiedene Sieblinien im Bereich zwischen A16 und C16 angegeben. Anzustreben ist eine möglichst dichte Packung bei gleichzeitig niedriger spezifischer Kornoberfläche. Die meisten Versuchsergebnisse liegen deshalb im günstigen Bereich zwischen AB16 und B16 vor (vgl. Abschnitt 4.3.4.1). Sie verdeutlichen zudem das große Optimierungspotenzial, das durch die Wahl der Sieblinie gegeben ist.

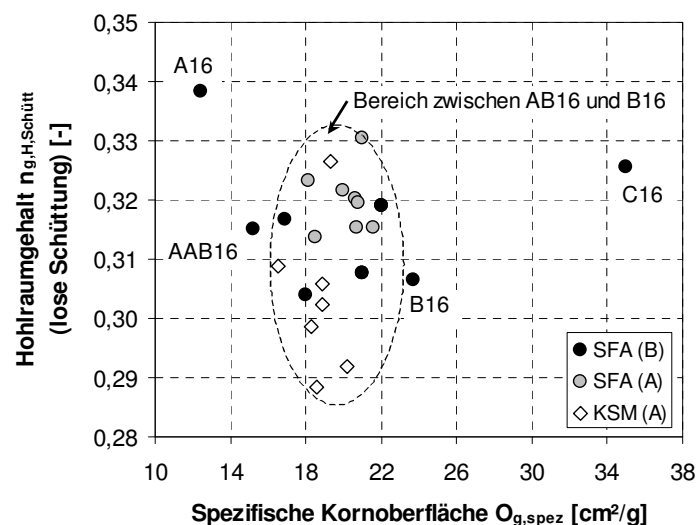


Bild 5.5: Hohlraumgehalt und spezifische Kornoberfläche verschiedener Sieblinien

Bild 5.6 zeigt für die im Abschnitt 4.3.4.1 vorgestellten Sieblinienvariationen den Einfluss der Kornzusammensetzung auf die Leimschichtdicke und das Setzfließmaß für Betone der Versuchsserie I. Das Maximum der Leimschichtdicke fällt mit dem maximalen Setzfließmaß zusammen und liegt bei der Sieblinie AB16 vor. Die Sieblinie C16 verfügt über einen relativ hohen Leimanspruch, hauptsächlich wegen des großen Hohlraumgehaltes bei gleichzeitig großer spezifischer Kornoberfläche (Bild 5.5). Sie ist damit zur wirtschaftlichen Herstellung von SVB ungeeignet. Die mäßigen Fließeigenschaften des Betons der Sieblinie A16 sind im Wesentlichen auf den relativ großen Hohlraumgehalt zurückzuführen, obwohl die Sieblinie nach Bild 5.5 die geringste spezifische Kornoberfläche aufweist. In beiden Fällen ergeben sich für Betone mit Sieblinie C16 und A16 in Bild 5.6 vergleichsweise geringe Leimschichtdicken und damit auch geringe Setzfließmaße.

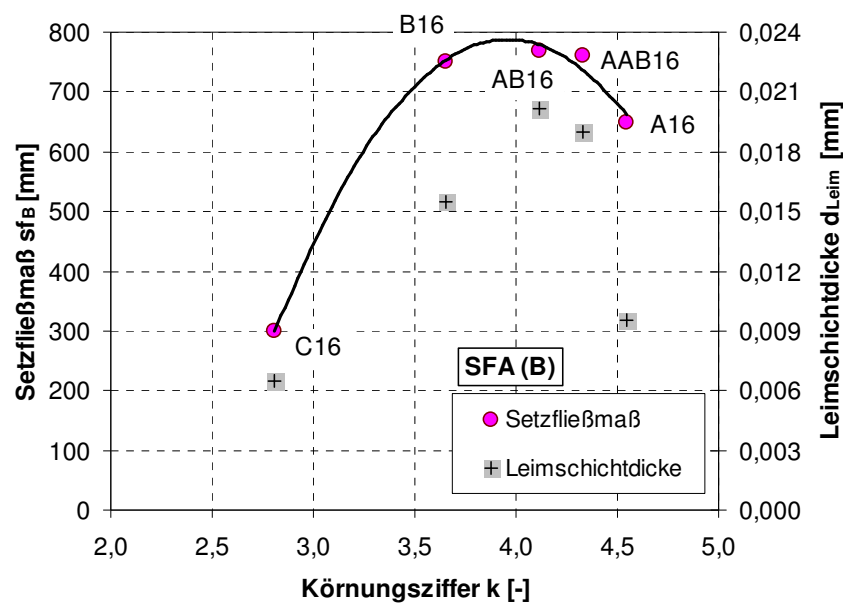


Bild 5.6: Einfluss der Kornzusammensetzung auf die Leimschichtdicke und das Setzfließmaß; das Leimvolumen betrug bei allen betrachteten Betonen $352 \text{ dm}^3/\text{m}^3$

Wenn die Leimschichtdicke bzw. die relative Feststoffkonzentration generell zur Modellierung der Fließeigenschaften von SVB herangezogen werden soll, dann muss es möglich sein, die Fließeigenschaften als Funktion dieser Modellparameter zu beschreiben – und zwar unabhängig davon – ob die Sieblinie, der Leim- bzw. Zuschlaggehalt oder der Mörtelgehalt variiert wird.

5.2 Interaktion zwischen Feststoff- und Leimphase

Die im vorigem Abschnitt beschriebenen Modellparameter Leimschichtdicke und relative Feststoffkonzentration werden im Folgenden zunächst miteinander verglichen. Im Anschluss daran werden die einzelnen Kennwerte der Fließeigenschaften durch diese Modellparameter beschrieben. Hierfür werden alle Betone herangezogen, die sich in ihrer Sieblinie sowie durch ihre Feststoffkonzentration unterscheiden. Im Einzelnen sind dies also die Betone, bei denen der Leimgehalt, der Mörtelgehalt und der Grobkorngehalt bei jeweils konstanter Leimzusammensetzung verändert wurde. Zur besseren Unterscheidung sind in den Diagrammen die einzelnen Variationen durch unterschiedliche Symbole gekennzeichnet. Die gemessenen Trichterauslaufzeiten der Leime betragen für die Betone mit KSM (A) $t_{V,Leim} = 18,0$ s und für die Betone mit SFA (A) 40,5 s.

Bild 5.7a) zeigt, wie beide Modellparameter durch die Variation des Leimvolumens beeinflusst werden. Grundlage dieser Rechnung bildeten die jeweiligen Basissieblinien der Referenzbetone (Bild 4.6). Um die Vergleichbarkeit zu gewährleisten, wurden für beide Füllertypen jeweils die gleichen Leimvolumina angesetzt. Die Referenzsieblinien beider Betonfamilien unterscheiden sich hinsichtlich ihrer spezifischen Kornoberfläche mit $O_{g,spez} = 18,9$ (KSM) bzw. $20,7$ cm^2/g (SFA). Weiter bestehen Unterschiede hinsichtlich der Hohlraumgehalte bei loser Schüttung mit $n_{g,H,Schütt} = 0,306$ (KSM) bzw. $n_{g,H,Schütt} = 0,315$ (SFA) sowie hinsichtlich der maximalen Feststoffkonzentration im verdichteten Zustand mit $\phi_{max} = 0,792$ (KSM) bzw. $0,799$ (SFA). Bei gleichem Leimvolumen ergeben sich daher für die Betone mit KSM und SFA unterschiedliche Leimschichtdicken bzw. relative Feststoffkonzentrationen (Bild 5.7a). Die beiden Regressionsgeraden in Bild 5.7a) verlaufen dabei näherungsweise parallel. Prozentual betrachtet reagiert der Modellparameter Leimschichtdicke sensibler auf eine Modifikation der Sieblinie als die relative Feststoffkonzentration.

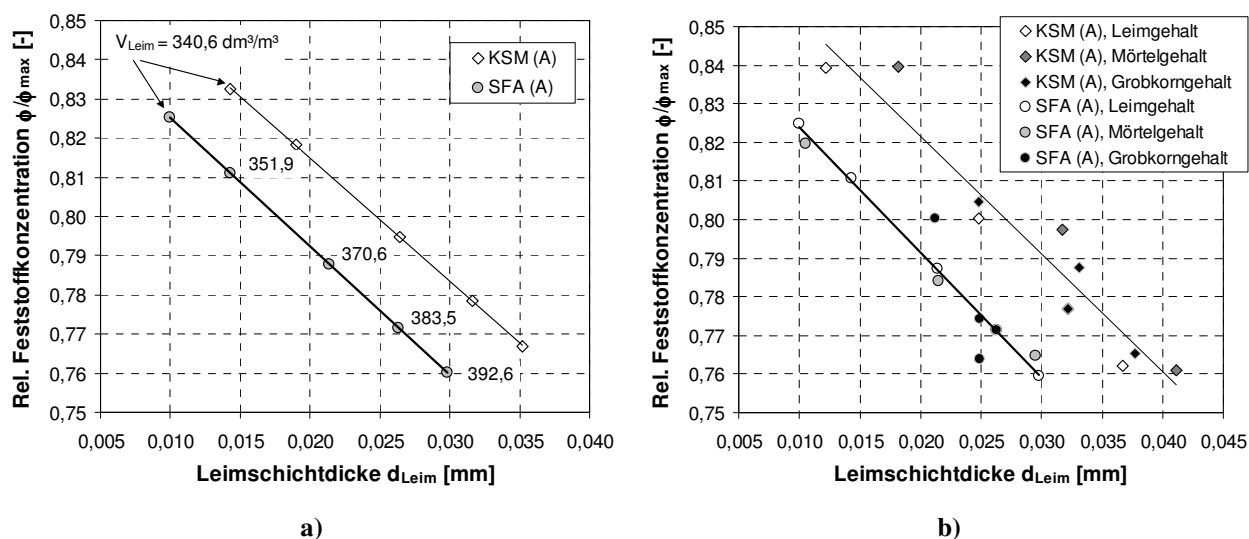


Bild 5.7: a) Einfluss bei Variation des Leimgehaltes bei unterschiedlicher Basissieblinie auf die Modellparameter Leimschichtdicke und relative Feststoffkonzentration
 b) Zusammenhang zwischen relativer Feststoffkonzentration und Leimschichtdicke für alle Parametervariationen

Der Leimgehalt V_{Leim} des KSM-Referenzbetons beträgt 384,8 bzw. 383,3 dm³/m³ beim SFA-Referenzbeton und ist damit für beide Betone praktisch gleich groß. Damit beträgt die relative Feststoffkonzentration $\phi/\phi_{max} = 0,777$ (KSM) bzw. 0,772 (SFA). In Bild 5.7b) sind die relativen Feststoffkonzentrationen über den Leimschichtdicken aufgetragen, die für die Variation des Leim-, Mörtelgehaltes und des Grobkorngehaltes berechnet wurden. Diese Darstellung ermöglicht einen Vergleich beider Modellparameter, die nun zur Modellierung der Fließeigenschaften herangezogen werden.

Die plastische Viskosität von Beton ist eine Funktion des viskosen Reibungsanteils der flüssigen Phase und des Kornreibungsanteils der Feststoffphase, siehe Gl. (5.9) und (5.10).

$$\eta_{pl,B} = f(\eta_{pl,Leim}, d_{Leim}) \quad (5.9)$$

$$\eta_{pl,B} = f\left(\eta_{pl,Leim}, \frac{\phi}{\phi_{max}}\right) \quad (5.10)$$

Aufgrund von anschaulichen Überlegungen ist zu erwarten, dass bei sehr großen Leimschichtdicken der Kornreibungsanteil deutlich abnimmt und das Fließverhalten des Betons hauptsächlich durch den viskosen Reibungsanteil der Leimphase bestimmt wird. Dies gilt jedoch nur für entmischungsfreie Betone. Bei sehr kleinen Leimschichtdicken spielt hingegen der Kornreibungsanteil die dominierende Rolle. Die Fließgrenze und die plastische Viskosität steigen bei Annäherung der Leimschichtdicke gegen Null rasch an. Zur Beschreibung der rheologischen Kenngrößen auf Basis der relativen Feststoffkonzentration bzw. der Leimschichtdicke können einfache Potenzfunktionen verwendet werden. Werden die Füllertypen unterschieden, so ergibt sich die bestmögliche Übereinstimmung zwischen Versuch und Rechnung unter Verwendung der in Tabelle 5.2 angegebenen Funktionen, die in den folgenden Bildern eingezeichnet sind. Die Festlegung der Parameter erfolgte im Rahmen einer Regressionsrechnung.

Tabelle 5.2: Beziehungen zur Beschreibung der rheologischen Kenngrößen bei Variation des Leim-, Mörtel- und Grobkorngehaltes

Füller	Rel. Feststoffkonzentration ϕ/ϕ_{max}		Leimschichtdicke d_{Leim}	
	Fließgrenze	Plastische Viskosität	Fließgrenze	Plastische Viskosität
KSM(A)	$\tau_{0,HB} = 4316 \frac{\phi}{\phi_{max}} - 3107$ (5.11)	$\eta_{pl,HB} = 4029 \left(\frac{\phi}{\phi_{max}}\right)^{14,91}$ (5.12)	$\tau_{0,HB} = 32,7 \cdot d_{Leim}^{-0,67}$ (5.13)	$\eta_{pl,HB} = 0,587 \cdot d_{Leim}^{-1,50}$ (5.14)
SFA(A)		$\eta_{pl,HB} = 2292 \left(\frac{\phi}{\phi_{max}}\right)^{8,90}$ (5.15)	$\tau_{0,HB} = 2,86 \cdot d_{Leim}^{-1,10}$ (5.16)	$\eta_{pl,HB} = 18,46 \cdot d_{Leim}^{-0,69}$ (5.17)

mit:

$\tau_{0,HB}$	[Pa]	Fließgrenze, ermittelt nach dem HERSCHEL-BULKLEY-Ansatz
$\eta_{pl,HB}$	[Pa.s]	Plastische Viskosität, ermittelt mit dem modifiziertem BINGHAM-Ansatz
d_{Leim}	[mm]	Leimschichtdicke
ϕ/ϕ_{max}	[-]	Relative Feststoffkonzentration

Bild 5.8 zeigt die Fließgrenze aufgetragen über beiden Modellparametern. Die Fließgrenze unterliegt dabei relativ großen Streuungen (vgl. Abschnitt 4.1). Während die relative Feststoffkonzentration ϕ/ϕ_{max} keine Differenzierung zwischen beiden Füllertypen erkennen lässt, lassen sich bei Verwendung der Leimschichtdicke d_{Leim} zwei vom Füllertyp abhängige Trendlinien angeben. Der in Bild 5.8 eingeklammerte Messwert wurde nicht zur Modellierung herangezogen, da es sich offenbar um einen Ausreißer handelt.

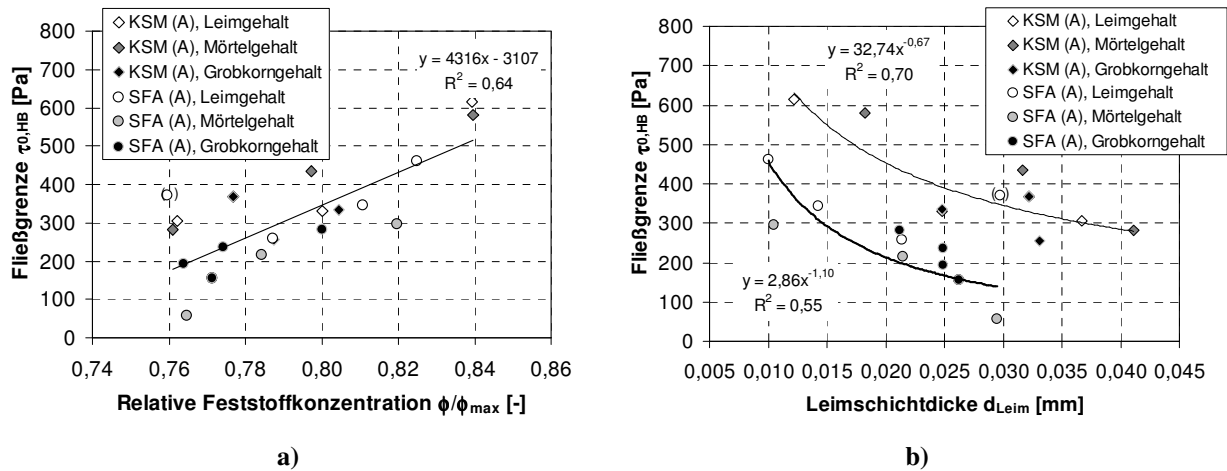


Bild 5.8: Abhängigkeit der Fließgrenze vom Modellparameter ϕ/ϕ_{max} (a) bzw. d_{Leim} (b)

Anhand der Verläufe der plastischen Viskosität in Bild 5.9 kann gezeigt werden, dass beide Modellparameter die Variationen der Zusammensetzung vergleichbar machen. Dabei scheint es eine untergeordnete Rolle zu spielen, ob die Fließigenschaften durch die Variation des Leim- bzw. des Mörtelgehaltes oder gar durch die Grobkornzusammensetzung hervorgerufen werden. Damit ist es nun prinzipiell möglich, das tendenzielle Verhalten der Betone vorherzusagen, wengleich noch zwischen den Bindemittelleimen bzw. Füllertypen unterschieden werden muss.

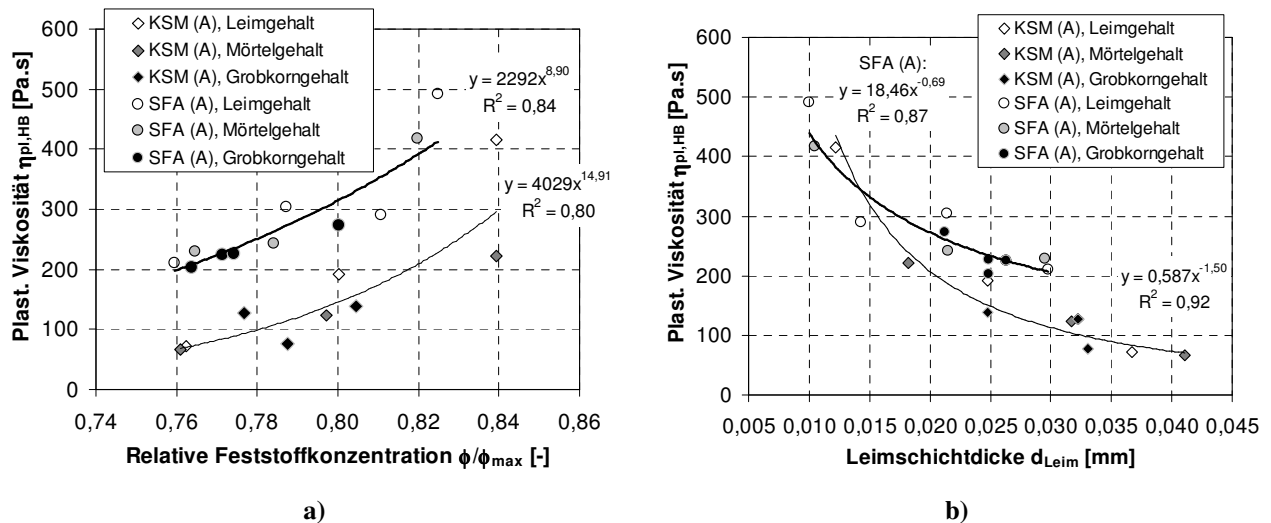


Bild 5.9: Abhängigkeit der plastischen Viskosität vom Modellparameter ϕ/ϕ_{max} (a) bzw. d_{Leim} (b)

Zur Beschreibung der plastischen Viskosität kann Gl. (5.18) für beide Füllertypen verwendet werden, wenn die Leimschichtdicke für Betone mit SFA auf maximal 0,030 mm begrenzt wird (Bild 5.10).

$$\eta_{pl,HB} = 1,89 \cdot d_{Leim}^{-1,23} \quad (5.18)$$

mit:

$\eta_{pl,HB}$ [Pa.s] Plastische Viskosität, ermittelt mit dem modifiziertem BINGHAM-Ansatz
 d_{Leim} [mm] Leimschichtdicke

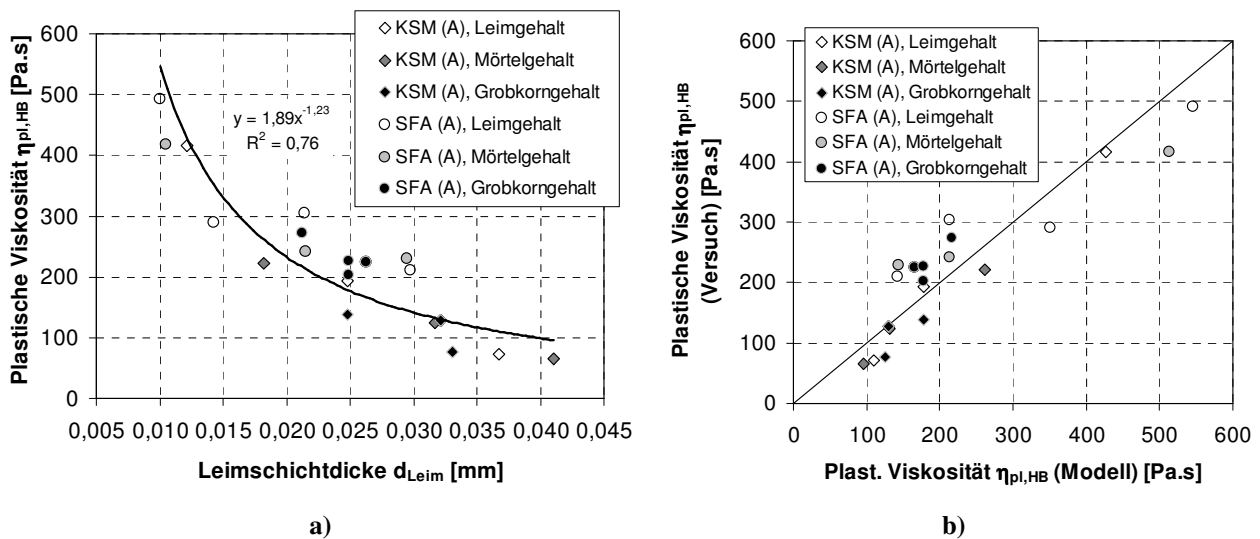


Bild 5.10: a) Plastische Viskosität als Funktion des Modellparameters Leimschichtdicke
 b) Gegenüberstellung von Modell und Versuch

Für die praktische Anwendung ist es interessant, das Setzfließmaß, die Blockierneigung und die Trichterauslaufzeit vorhersagen zu können. Bei Wahl des Modellparameters ϕ/ϕ_{max} lassen sich das Setzfließmaß (Bild 5.11a), die Blockierneigung (Bild 5.12a und Bild 5.13a) sowie die Trichterauslaufzeit (Bild 5.14a) durch jeweils eine vom Füllertyp unabhängige Beziehung beschreiben. Wird der Modellparameter d_{Leim} verwendet, so sind zur Beschreibung der Kenngrößen der Standardverfahren vom Füllertyp abhängige Funktionen notwendig (Bild 5.11b bis Bild 5.14b). Interessant ist, dass das Setzfließmaß im Blockieringversuch für $\phi/\phi_{max} < 0,77$ wieder abnimmt, weil offensichtlich die dynamische Entmischung zunimmt und somit mehr Beton innerhalb des Ringes verbleibt.

Beiden Modellparametern ist in Bild 5.11 und Bild 5.14 gemeinsam, dass sich die Verläufe des Setzfließmaßes und der Trichterauslaufzeit asymptotisch gegen einen Grenzwert anzunähern scheinen. Für entmischungsfreie Betone dürfte ein solches Verhalten auch anzunehmen sein. Insbesondere das Setzfließmaß ist durch das vorgegebene Volumen des Setztrichters von ca. 5,5 Litern begrenzt. Bei sehr großen Feststoffgehalten mit Annäherung an $\phi/\phi_{max} = 1$ ist die Untergrenze $sf_{B,min} = 200$ mm zu erwarten, wenn der Kegelstumpf nicht in sich zusammenfällt.

Für praktische Zwecke ist es jedoch ausreichend, den Verlauf des Setzfließmaßes mit Gl. (5.18) durch ein quadratisches Polynom anzunähern:

$$sf_B = -41516 \cdot \left(\frac{\phi}{\phi_{max}}\right)^2 + 62591 \cdot \left(\frac{\phi}{\phi_{max}}\right) - 22843 \quad (5.19)$$

Die im Trichterauslaufversuch bestimmte Fließzeit hängt von der plastischen Viskosität, von etwaigen Blockiereffekten im Bereich der Austrittöffnung (siehe auch Abschnitt 6.4), aber auch von der Dichte der Flüssigkeit ab. Deshalb existiert auch für sehr niedrig-viskose Flüssigkeiten immer eine Grenzauslaufzeit (Behälterauslaufproblem).

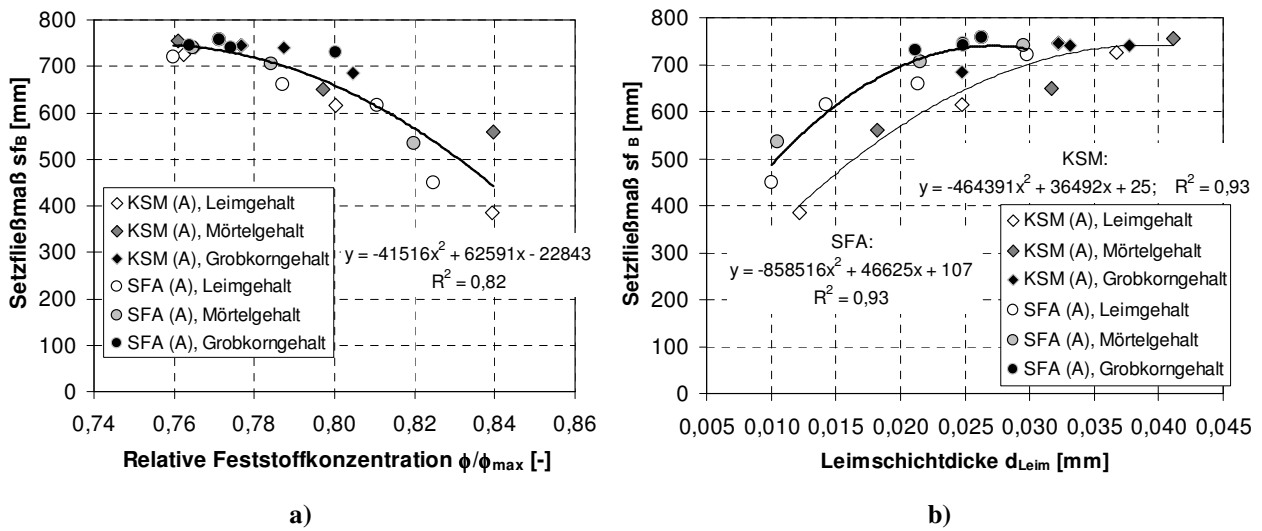


Bild 5.11: a) Setzfließmaß als Funktion des Modellparameters ϕ/ϕ_{max}
 b) Setzfließmaß als Funktion des Modellparameters d_{Leim}

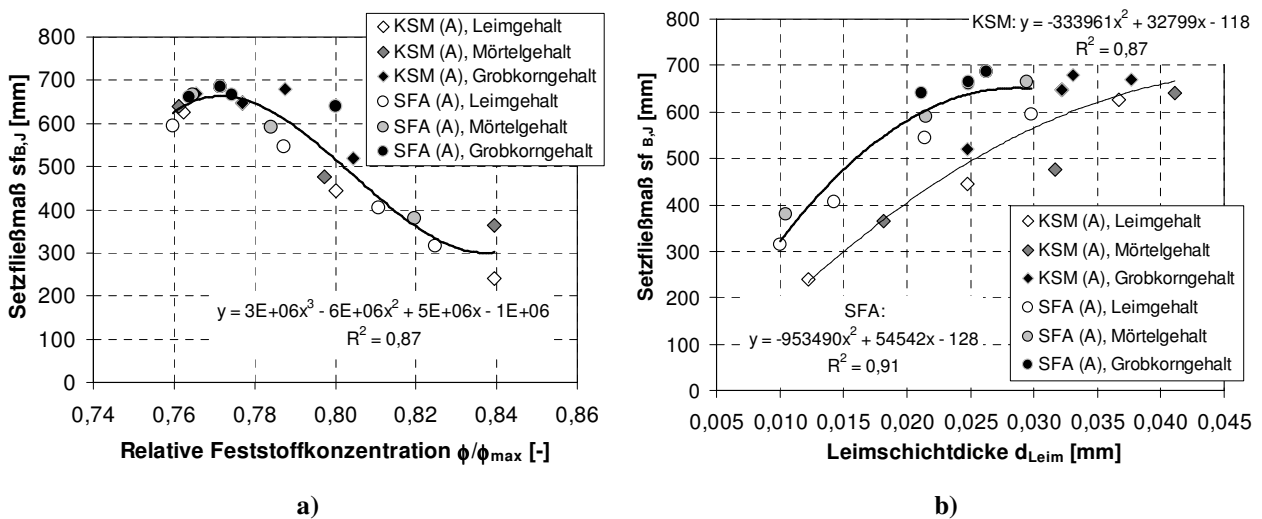


Bild 5.12: a) Setzfließmaß (Blockierring) als Funktion des Modellparameters ϕ/ϕ_{max}
 b) Setzfließmaß (Blockierring) als Funktion des Modellparameters d_{Leim}

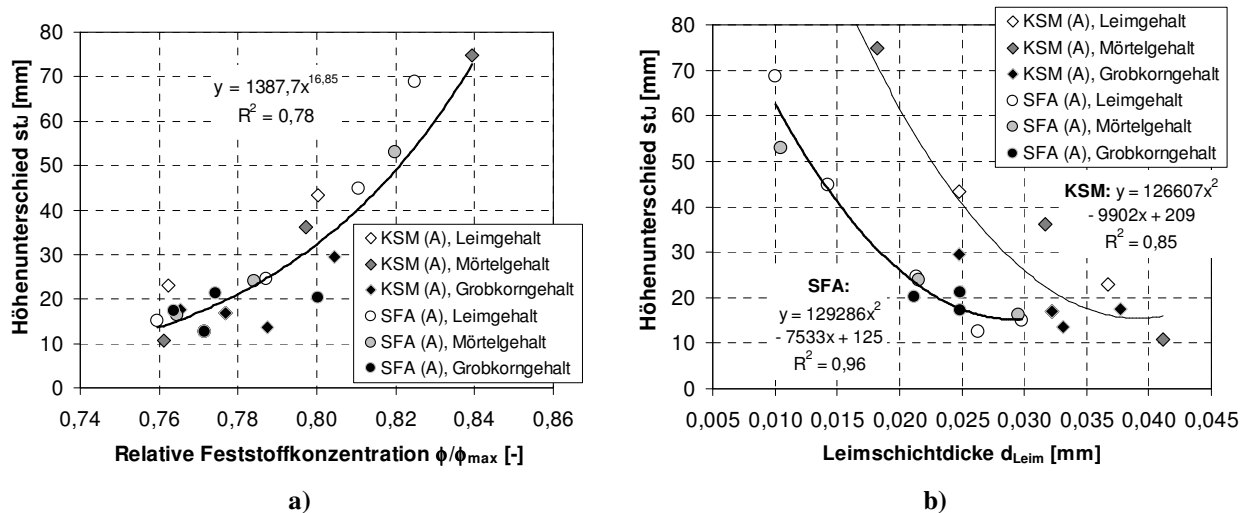


Bild 5.13: a) Verläufe des Höhenunterschieds st_j (Blockierring) als Funktion des Modellparameters ϕ/ϕ_{max}
 b) Verläufe des Höhenunterschieds st_j (Blockierring) als Funktion des Modellparameters d_{Leim}

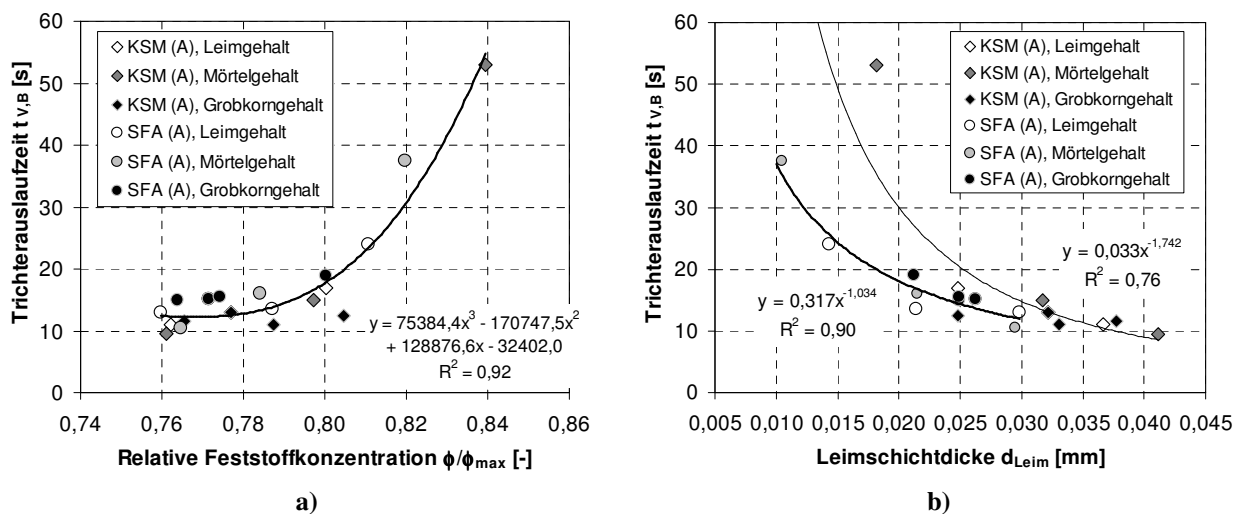


Bild 5.14: a) Trichterauslaufzeit als Funktion des Modellparameters ϕ/ϕ_{max}
 b) Trichterauslaufzeit als Funktion des Modellparameters d_{Leim}

Von weiterem Interesse ist die Selbstentlüftungsfähigkeit von SVB. Da die Messung des Luftgehaltes erst am Ende der Frischbetonprüfungen ca. 50 Minuten nach Wasserzugabe erfolgte (vgl. Abschnitt 3.3.2), wurden die gemessenen Luftgehalte stärker durch ein mögliches Rücksteifen beeinflusst als beispielsweise die Setzfließmaße, die 25 Minuten nach Wasserzugabe gemessen wurden.

Später folgen im Abschnitt 6.2 theoretische Überlegungen zur Selbstentlüftungsfähigkeit. Die Selbstentlüftungsfähigkeit wird von der Größe der im Beton verteilten Luftbläschen, der Fließgrenze und der Viskosität des Mörtels bzw. des Betons beeinflusst. Andererseits behindern aber auch die Zuschlagkörner das Aufsteigen der Luftbläschen [DE LARRARD, 1999].

In Bild 5.15 sinkt der Frischbetonluftgehalt mit zunehmender Leimschichtdicke bzw. steigt mit zunehmender relativer Feststoffkonzentration.

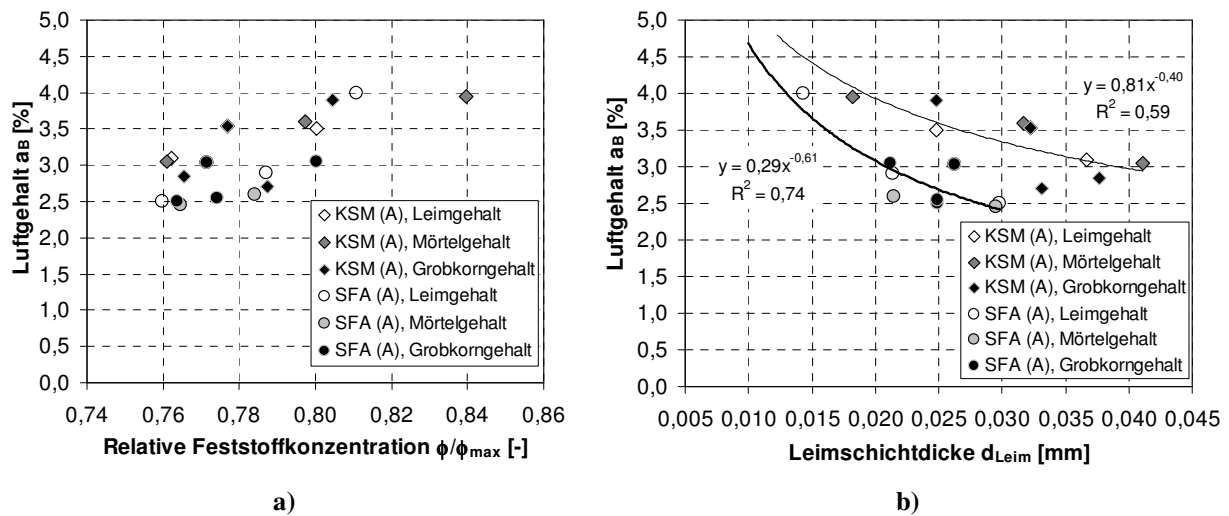


Bild 5.15: Frischbetonluftgehalt als Funktion des Modellparameters ϕ/ϕ_{max} (a) bzw. d_{Leim} (b)

Die obigen Untersuchungen zeigen, dass die Parameter Leimschichtdicke und relative Feststoffkonzentration geeignete Größen zur Modellierung des Kornreibungsanteils der Gesteinskörnung darstellen. Und zwar unabhängig davon, ob der Kornreibungsanteil durch die Variation des Leimgehaltes, des Mörtelgehaltes oder durch eine Modifikation der Grobkornzusammensetzung hervorgerufen wurde. Insbesondere die physikalischen Kenngrößen Fließgrenze und plastische Viskosität konnten beschrieben werden. Aber auch die für die Baupraxis wichtigen Kennwerte der Standardverfahren wie z.B. das Setzfließmaß, die Blockierneigung, die Trichterauslaufzeit und der Frischbetonluftgehalt konnten auf die Modellparameter zurückgeführt werden.

Die Fließeigenschaften der eingesetzten Bindemittelleime bestimmen neben dem Kornreibungsanteil maßgeblich das Fließverhalten der Betone. Interessanterweise lassen sich bei Verwendung des Modellparameters relative Feststoffkonzentration sämtliche Ergebnisse der Standardprüfverfahren für beide Füllertypen durch eine vom Füllertyp unabhängige Funktion beschreiben. Das Fließverhalten der in der Praxis eingesetzten Leime dürfte dabei zwischen den vergleichsweise niedrigviskosen Leimen mit KSM (A) mit $t_{V,Leim} = 18,0$ s und $(w/z)_{eq} = 0,70$ sowie den hochviskosen Leimen mit SFA (A) mit $t_{V,Leim} = 40,5$ s und $(w/z)_{eq} = 0,43$ liegen.

5.3 Berücksichtigung verschiedener Leimzusammensetzungen

Die bislang vorgestellten Modelle basierten auf der Variationen des Kornreibungsanteils, wobei zwischen den Betonen mit den Füllertypen KSM (A) und SFA (A) unterschieden wurde.

Im Folgenden wird nun auch die Variation des viskosen Reibungsanteils, der durch die Leimauslaufzeit abgeschätzt werden kann, berücksichtigt. Hierzu werden zunächst die Betone mit gleicher Zusammensetzung der Gesteinskörnung und gleicher Leimmenge, jedoch unterschiedlicher Leimzusammensetzung verglichen. Im Einzelnen wurde der Fließmittelgehalt $\%FM$, das Wasser-Bindemittel-Verhältnis V_w/V_b und der Stabilisierergehalt $\%St$ variiert (Abschnitt 4.3.1).

Bild 5.16 zeigt den Einfluss der Leimauslaufzeit $t_{V,Leim}$ auf die Fließgrenze $\tau_{0,HB}$ und die plastische Viskosität $\eta_{pl,HB}$ des Betons.

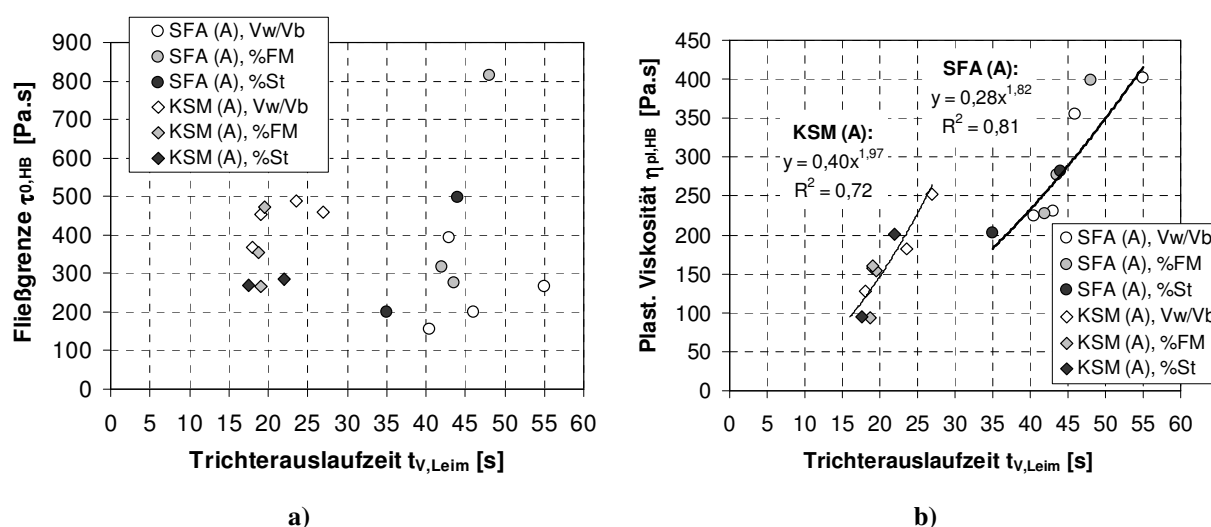


Bild 5.16: Einfluss der Leimeigenschaften auf die Fließgrenze (a) bzw. auf die plastische Viskosität (b)

Zwischen Fließgrenze und Leimauslaufzeit lässt sich für die unterschiedlichen Variationen kein einheitlicher Zusammenhang feststellen. Werden die einzelnen Variationen für sich getrennt betrachtet, dann können die tendenziellen Zusammenhänge besser erkannt werden. Erwartungsgemäß beeinflusst die Fließmittelzugabe sehr deutlich die Fließgrenze. Andererseits würde man erwarten, dass eine Erhöhung des Wassergehaltes sowohl die Leimzähigkeit als auch die Leimfließgrenze und damit die Betonfließgrenze reduziert. Aufgrund des uneinheitlichen Zusammenhangs zwischen Trichterauslaufzeit und Fließgrenze erfolgt an dieser Stelle keine Modellierung der Fließgrenze.

Weil sich die Art und Weise, wie die Leimzähigkeit eingestellt wird, nur wenig auf die plastische Viskosität des Betons auswirkt, kann vereinfachend für alle Variationen eine gemeinsamer Potenzansatz verwendet werden.

Aufgrund der Ergebnisse im vorigen Abschnitt wird zunächst der Modellansatz auf Basis der Leimschichtdicke d_{Leim} aufgegriffen, der durch Gl. (5.20) bestimmt ist; die Parameter α , β und γ werden durch eine Regressionsanalyse bestimmt.

$$\eta_{pl,HB} = \alpha \cdot t_{V,Leim}^{\beta} \cdot d_{Leim}^{\gamma} \quad (5.20)$$

Bei der in Tabelle 5.3 angegebenen Parametervariation wurden insbesondere die Erkenntnisse aus Bild 5.16 aufgenommen, gleichwohl lässt sich die beste Übereinstimmung von Versuch und Modell bei gemeinsamer Variation aller drei Parameter im Fall Nr. 2 erzielen. Eine Gegenüberstellung von Modell und Versuch wird in Bild 5.17a) gezeigt.

Tabelle 5.3: Ergebnisse der Parameterstudie zu Gl. (5.20); die fett gedruckten Parameter wurden jeweils vorgegeben

Füllertyp und Fall Nr.	Parameter			Verhältnis Versuch / Rechnung	Standard- abweichung	Variations- koeffizient
	α [-]	β [-]	γ [-]			
1) KSM	0,0042	1,97	-1,314	0,98	0,18	18,4
SFA	0,028	1,82	-0,629	1,0	0,10	10,0
2) KSM	0,0031	2,0558	-1,329	0,99	0,18	18,2
SFA	0,0438	1,709	-0,621	1,02	0,10	9,80
3) KSM und SFA	3,119	0,538	-0,653	0,98 0,99	0,31 0,18	31,6 18,2

Wird eine Modellierung der plastischen Viskosität mit gemeinsamen Koeffizienten für beide Füllertypen gemäß Fall 3 vorgenommen, führt die Regressionsrechnung bei obigem Modellansatz generell zu einer deutlichen Unterschätzung des Einflusses der Leimauslaufzeit mit Werten für $\beta < 1$.

Ein weiterer Modellansatz besteht in der Anwendung der KRIEGER-DOUGHERTY-Gleichung (BILLBERG, [1999]), die auf der relativen Feststoffkonzentration ϕ / ϕ_{max} beruht:

$$\eta = \eta_F \left(1 - \frac{\phi}{\phi_{max}} \right)^{-[\eta]\phi_{max}} \quad (5.21)$$

mit:

- η Viskosität der Suspension (hier Beton)
- η_F Viskosität der flüssigen Phase (hier Leim)
- ϕ Feststoffkonzentration im dispergierten Zustand
- ϕ_{max} Maximal mögliche Feststoffkonzentration
- $[\eta]$ Intrinsische Viskosität

Die intrinsische Viskosität hängt von der Form der dispergierten Partikel ab. Bei Kugeln ist $[\eta] = 2,5$. Weicht die Form von der Kugel ab, so steigt die intrinsische Viskosität an [BARNES ET AL., 1989], vgl. Abschnitt 2.4.2.

Zur Modellierung der plastischen Viskosität wird Gl. (5.21) durch (5.22) ersetzt, wobei die Parameter α , β und γ durch eine Regressionsrechnung festgelegt werden.

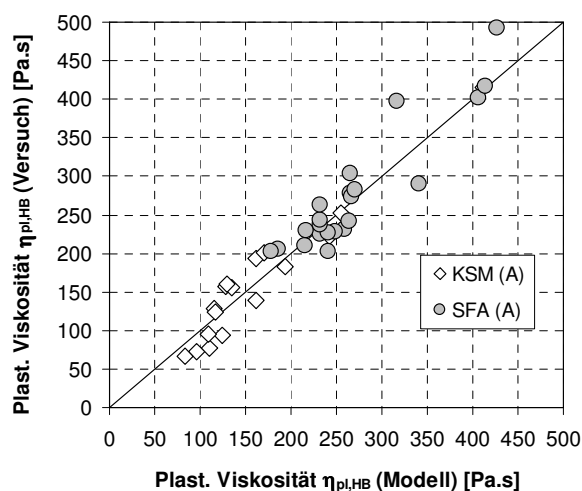
$$\eta_{pl,HB} = \alpha \cdot t_{V,Leim}^\beta \cdot \left(1 - \frac{\phi}{\phi_{max}}\right)^{-\gamma \cdot \phi_{max}} \quad (5.22)$$

Die Ergebnisse der durchgeführten Parameterstudie enthält Tabelle 5.4. Bei den Fällen 1 bis 3 erfolgte die Parameterbestimmung getrennt für beide Füllertypen. Werden größere Streuungen akzeptiert, kann für beide Füllertypen ein gemeinsames Modell angegeben werden (Fälle 4 und 5).

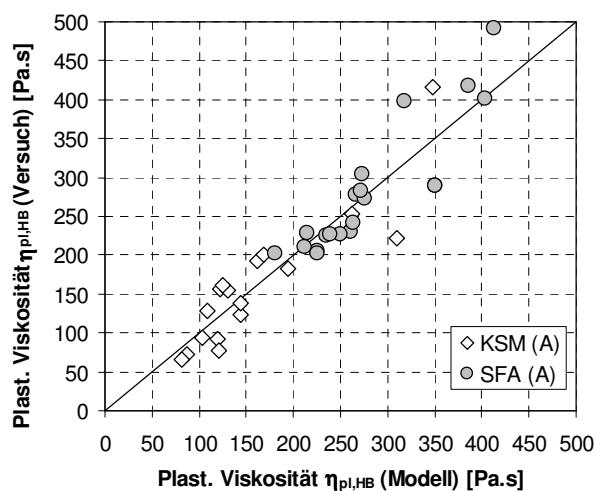
Tabelle 5.4: Ergebnisse der Parameterstudie zu Gl. (5.22); die fett gedruckten Parameter wurden jeweils vorgegeben

Füllertyp und Fall Nr.	Parameter			Verhältnis Versuch / Rechnung	Standardabweichung	Variationskoeffizient
	α [-]	β [-]	γ [-]			
1) KSM	0,0223	1,970	2,50	0,93	0,27	29,0
	0,0147	1,820	2,50	1,01	0,11	10,9
2) KSM	0,0023	1,970	4,315	0,98	0,21	21,4
	0,0119	1,820	2,688	1,01	0,11	10,9
3) KSM	0,0011	2,164	4,45	1,00	0,21	21,0
	0,0144	1,776	2,65	1,01	0,11	10,9
4) KSM und SFA	0,658	0,808	2,50	0,98	0,30	30,6
				0,98	0,17	17,3
5) KSM und SFA	0,454	0,813	2,78	1,00	0,30	30,0
				0,99	0,17	17,2

Nachfolgend zeigt Bild 5.17 die Gegenüberstellung von Modell und Versuch für die Modellansätze auf Basis der Leimschichtdicke und der relativen Feststoffkonzentration.



a) Basis: Leimschichtdicke, Gl. (5.20), Fall 1



b) Basis: Rel. Feststoffkonzentration, Gl. (5.22), Fall 3

Bild 5.17: Gegenüberstellung von Versuch und Modell für zwei verschiedene Modellansätze

Die unterschiedlichen Modellansätze zur Vorhersage der plastischen Viskosität auf Basis der Leimschichtdicke (Gl. (5.20), Fall 1) und auf Basis der relativen Feststoffkonzentration (Gl. (5.22), Fall 3) verfügen praktisch über vergleichbare Vorhersagegenauigkeiten (siehe auch Tabelle 5.3 und Tabelle 5.4).

DE LARRARD [1999] berichtet, dass sich bei Mörtel und Beton keine gute Übereinstimmung zwischen Versuch und Modell erzielen lässt, wenn die KRIEGER-DOUGHERTY-Beziehung nach Gl. (5.21) verwendet wird und die flüssige Phase das Wasser bildet. Die Ergebnisse in Tabelle 5.4 zeigen jedoch, dass durchaus eine gute Übereinstimmung zwischen Versuch und Modell gefunden wird, sofern die modifizierte KRIEGER-DOUGHERTY-Beziehung nach Gl. (5.22) angesetzt wird und der Leim als flüssige Phase betrachtet wird.

Grundsätzlich ist die Verwendung eines Modellansatzes, dessen Koeffizienten vom Füllertyp unabhängig sind, zwar möglich, sie führt jedoch sowohl bei Verwendung der Leimschichtdicke als auch bei der relativen Feststoffkonzentration zu einer Unterschätzung des Einflusses der Leimauslaufzeit.

Es bleibt noch die Frage offen, ob sich auch die Standardkonsistenzparameter durch die Leimauslaufzeit genau genug beschreiben lassen, wenn die Leimzusammensetzung verändert wird. Bild 5.18 zeigt die Wirkung der Leimauslaufzeit auf die Setzfließmaße im Setzfließversuch (a) bzw. im Blockiererringversuch (b) bei Änderung der Leimkonsistenz durch Variation des Wasser- gehaltes, des Fließmittelgehaltes und des Stabilisierergehaltes.

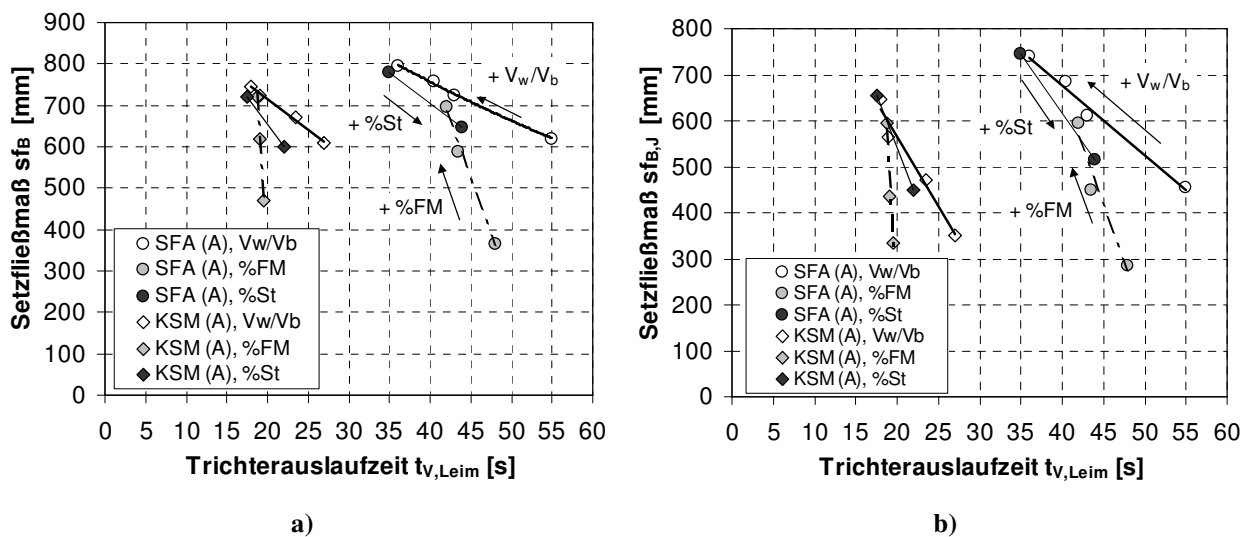


Bild 5.18: Setzfließmaß (a) und Setzfließmaß im Blockiererringversuch (b) in Abhängigkeit von der Trichterauslaufzeit des Leimes

Im Vergleich zum Wassergehalt wirkt sich in Bild 5.18 die Änderung des Fließmittelgehaltes wesentlich stärker auf das Setzfließmaß aus als auf die Leimauslaufzeit. Bereits sehr geringe Änderungen der Leimauslaufzeit führen zu großen Änderungen der Nivellierfähigkeit und damit auch der Blockierneigung. Bei beiden Füllertypen ist die Wirkungsweise des Stabilisierers etwa zwischen der des Wassers und des Fließmittels einzustufen. Somit könnte eine Modellierung des Setzfließmaßes erfolgen, wenn die unterschiedliche Wirkung des Wassergehaltes, des Fließmittelgehaltes sowie des Stabilisierergehaltes durch verschiedene Faktoren berücksichtigt würde.

In Bild 5.19 ist schließlich die Trichterauslaufzeit des Betons über der Leimauslaufzeit aufgetragen. Während sich hier die Erhöhung des Stabilisiergehaltes etwa in gleicher Weise wie die Änderung des Wassergehaltes auf Leimauslaufzeit und Trichterauslaufzeit des Betons auswirkt, führen bei Variation des Fließmittelgehaltes bereits geringste Änderungen der Leimauslaufzeit zu sehr großen Änderungen der Betonauslaufzeit. Auch hier ist wieder zu beachten, dass die Trichterauslaufzeit außer von der Viskosität des Betons auch von möglichen Blockiereffekten im Bereich der Trichteröffnung abhängt (siehe auch Abschnitt 6.4).

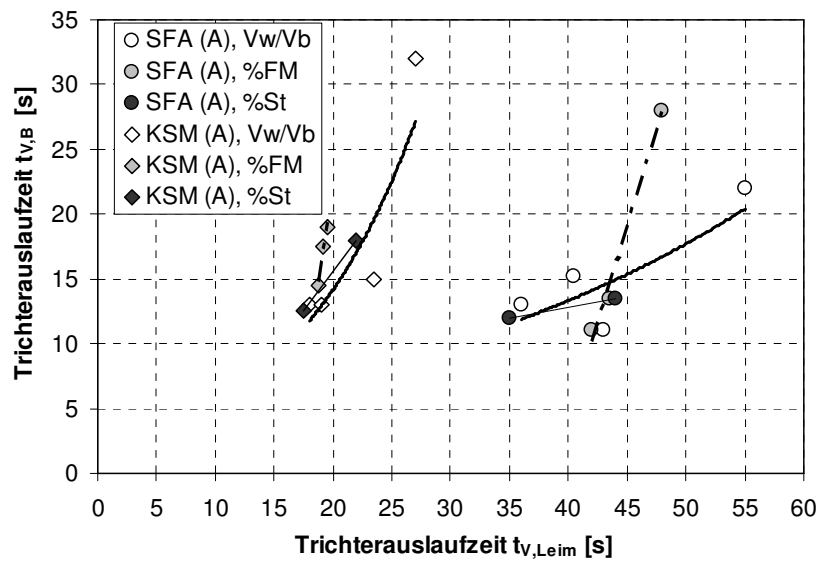


Bild 5.19: Trichterauslaufzeit des Betons in Abhängigkeit von der Trichterauslaufzeit des Leimes

6 Prüftechnische Betrachtung makroskopischer Eigenschaften

Für die Praxis ist es von besonderem Interesse, die Zusammenhänge zwischen den einzelnen Standardversuchen aber auch zwischen Standardverfahren und den rheometrischen Verfahren zu kennen. Wenn verlässliche Beziehungen zwischen einzelnen Kennwerten verschiedener Standardprüfverfahren bestehen, kann ggf. eine Rationalisierung des Prüfaufwandes erfolgen. Wenn weiter die Zusammenhänge zwischen den Standardparametern und den fundamentalen Kenngrößen Fließgrenze und plastische Viskosität bekannt sind, besteht prinzipiell die Möglichkeit, bekannte hydromechanische Grundgleichungen für zähe Strömungen anzuwenden. Die Anwendung solcher Gleichungen gestattet es, verschiedene Fließvorgänge vorab zu simulieren (siehe Abschnitt 6). Voraussetzung dafür ist jedoch, dass sich der Beton nicht entmischt. Weiter setzen diese hydromechanischen Ansätze in der Regel immer laminares Fließen voraus.

Zunächst werden die verschiedenen durchgeführten Standardprüfverfahren vor dem Hintergrund makroskopischer Eigenschaften betrachtet. Es wird gezeigt werden, dass die Kennwerte bestimmter Standardprüfverfahren mit Hilfe von einfachen mechanischen Modellen auf Basis der physikalischen Parameter Fließgrenze und plastische Viskosität näherungsweise beschrieben werden können, wenn der Beton durch eine BINGHAM-Flüssigkeit idealisiert wird.

Bei Prüfverfahren hingegen, die zur Charakterisierung der Entmischungsneigung von Beton dienen (z.B. Sedimentieren und Blockieren) oder die durch die Blockierneigung selbst beeinflusst werden, muss streng genommen die makroskopische Betrachtungsebene verlassen werden. Im Vorgriff auf diese Ausführungen kann bereits vorweg gesagt werden, dass eine tendenzielle Abschätzung in einzelnen Fällen auch auf Basis der makroskopischen Kenngrößen bzw. den Kennwerten der Standardprüfverfahren möglich ist.

6.1 Nivellierfähigkeit

Beim Setzfließversuch breitet sich der Beton nach dem Abziehen der Kegelstumpform allein unter seinem Eigengewicht aus. Wenn also von der Vorstellung ausgegangen wird, dass sich SVB wie eine ideale BINGHAM-Flüssigkeit verhält, so erfolgt solange eine Deformation des Kegelstumpfes, bis die durch das Eigengewicht hervorgerufenen Schubspannungen die Fließgrenze τ_0 erreichen. Deshalb besteht der Grund zur Annahme, dass zwischen der Fließgrenze und dem Setzfließmaß ein Zusammenhang besteht. TAKADA ET AL. [2001] berichten beispielsweise, dass die Größe des Ausbreitkuchens gut mit der Fließgrenze korrespondiert, wenn der Beton als BINGHAM-Flüssigkeit betrachtet wird.

Andererseits folgt aus energetischen Überlegungen, dass auch die plastische Viskosität eine Rolle spielen muss. Während der Deformation wird potenzielle Energie in kinetische Energie umgewandelt, wobei ein Teil der potenziellen Energie aufgrund der inneren (viskosen) Reibung dissipiert und in Wärme umgewandelt wird. Auch FERRARIS ET AL. [1998] berichten, dass das Setzmaß (Slump) s durch die plastische Viskosität beeinflusst wird.

Die nachfolgende Beziehung beschreibt den Zusammenhang zwischen der Fließgrenze des Betons τ_0 und dem Setzmaß. Sie basiert auf Ergebnissen von FEM-Berechnungen unter Vernachlässigung der plastischen Viskosität [HU ET AL., 1996], [FERRARIS ET AL., 1998].

$$\tau_0 = \frac{\rho_B}{270} (300 - s) \quad (6.1)$$

mit:

τ_0	[Pa]	Fließgrenze des Betons
ρ_B	[kg/m ³]	Dichte des Betons
s	[mm]	Setzmaß (Slump)

SAAK ET AL. [2004] veröffentlichten ein Modell zur Bestimmung der Fließgrenze im Slump-Versuch. Es wird angegeben, dass die Grundlagen auf Arbeiten von MURATA [1984] basieren. Ausgehend von der Druckspannungsverteilung im undeformierten Kegelstumpf (Gl. (6.2), Bild 6.1), die von der Geometrie und der Dichte des Betonkörpers abhängt, wird die Schubspannung τ berechnet, die maximal der halben Druckspannung entspricht, Gl. (6.3).

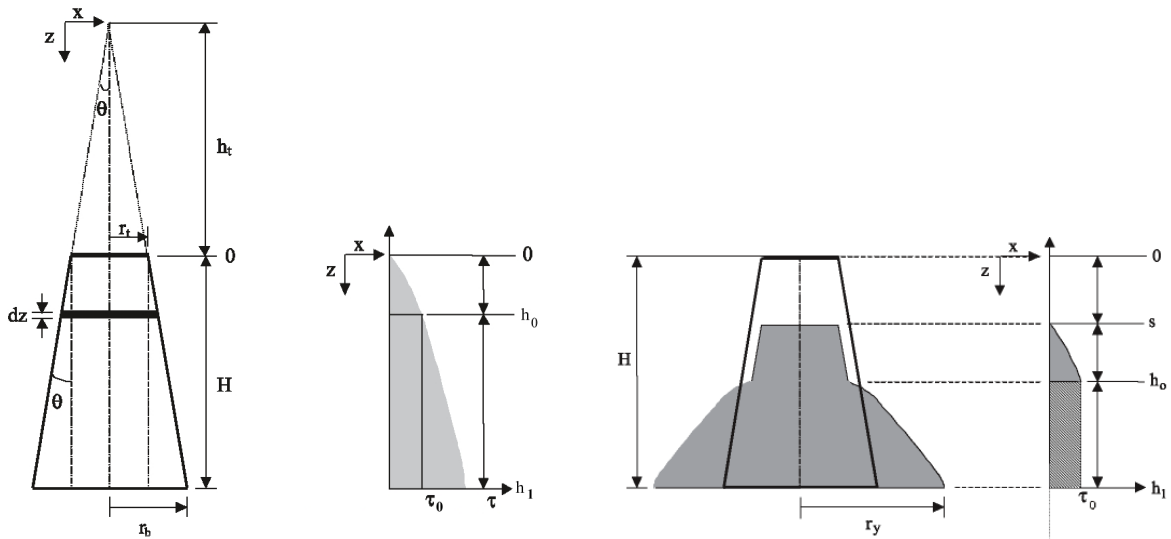


Bild 6.1: Geometrie und Spannungsverteilung des Betons im Setztrichter [SAAK ET AL., 2004]; links: vor der Hubbewegung, rechts: nach der Hubbewegung

$$p = \frac{\rho_B g}{3} \left[(z + h_t) - \frac{h_t^3}{(z + h_t)^2} \right] \quad (6.2)$$

$$\tau = \frac{\rho_B g}{6} \left[(z + h_t) - \frac{h_t^3}{(z + h_t)^2} \right] \quad (6.3)$$

mit:

p	[N/m ²]	Druckspannung
τ	[N/m ²]	Schubspannung
g	[m/s ²]	Erdbeschleunigung
ρ_B	[kg/m ³]	Dichte des Betons
z, h_t	[m]	Definitionen siehe Bild 6.1

Ist in einer betrachteten Schicht des Betonkörpers die vorhandene Schubspannung τ kleiner als die Fließgrenze τ_0 , so wird diese Schicht nicht deformiert, wenn davon ausgegangen wird, dass

das betrachtete Material inkompressibel sei (Bereich $s < z < h_0$, Bild 6.1 rechts). Für $z > h_0$ ist $\tau > \tau_0$, damit verformt sich eine betrachtete Schicht der Dicke dz volumenkonstant (Bild 6.2) unter dem Gewicht der darüber liegenden Schichten solange, bis die Fließgrenze erreicht ist (vgl. Bild 6.1 rechts). Diese Beziehung kann wie folgt ausgedrückt werden, wenn r bzw. r_1 dem Radius einer betrachteten Schicht vor bzw. nach der Deformation entspricht (Bild 6.2).

$$\tau(\pi r^2) = \tau_1(\pi r_1^2) = \tau_0(\pi r_1^2) \Leftrightarrow \frac{r^2}{r_1^2} = \frac{\tau_0}{\tau} \quad (6.4)$$

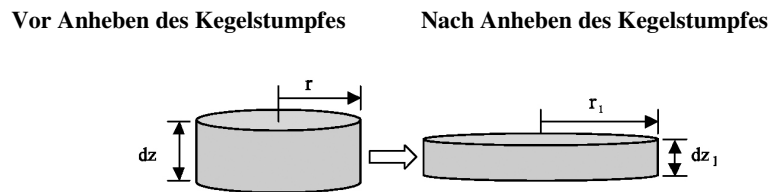


Bild 6.2: Volumenkonstante Deformation, nach [SAAK ET AL., 2004]

Für das Volumenelement des Kegelstumpfes vor und nach der Deformation gilt entsprechend Bild 6.2 die folgende Beziehung:

$$dz \cdot \pi r^2 = dz_1 \cdot \pi r_1^2 \quad (6.5)$$

SAAK ET AL. [2004] berechneten mit den Gleichungen (6.3), (6.4), (6.5) und (6.6) die Höhe h_1 des deformierten Bereiches, um damit das Setzmaß s zu ermitteln.

$$h_1 = \int_{h_0}^H dz_1 \quad (6.6)$$

Bei SVB ist es jedoch interessanter, den Durchmesser des deformierten Bereiches am Boden des Kegelstumpfes zu berechnen, weil dieser gerade dem Setzfließmaß sf_B entspricht ($sf_B = 2 r_y$, Bild 6.1).

Im Folgenden wird unterstellt, dass es sich bei dem betrachteten Beton um eine homogene isotrope und inkompressible BINGHAM-Flüssigkeit handelt. Im Grunde ist dies eine sehr grobe Näherung, weil die Gesteinskörnung groß im Vergleich zur eigentlichen Höhe des sich deformierenden Kegelstumpfes ist. Wird von einem Setzfließmaß von $sf_B = 700$ mm ausgegangen, so beträgt die rechnerisch abgeschätzte Höhe des Ausbreitkuchens ca. 40 mm, wenn das Betonvolumen des Setztrichters mit ca. 5,5 Litern angesetzt wird.

Aus Gl. (6.4) folgt:

$$r_1 = \sqrt{\frac{\tau}{\tau_0} \cdot r^2} \quad (6.7)$$

Der Radius r definiert dabei den Radius des Kegelstumpfes in der Höhe z (vor Beginn der Hubbewegung). Durch Einsetzen von Gl. (6.3) in Gl. (6.7) ergibt sich für den Radius nach der Hubbewegung r_1 im deformierten Bereich:

$$r_1 = \sqrt{\frac{\rho_B g}{6\tau_0} \cdot \left(z + h_t - \frac{h_t^3}{(z + h_t)^2} \right) \left(r_t + \frac{r_b - r_t}{H} \cdot z \right)^2} \quad (6.8)$$

Für $z = 0,3$ m (Unterseite des Kegelstumpfes) ist $sf_B = 2 \cdot r_1$. Werden die konstanten Abmessungen des Setztrichters $h_t = H = 0,3$ m und $r_t = 0,05$ bzw. $r_b = 0,10$ m sowie die Höhenkoordinate $z = 0,3$ m in Gl. (6.8) eingesetzt, dann kann das Setzfließmaß in Form von Gl. (6.9) angegeben werden.

$$sf_B = \sqrt{\frac{\rho_B g}{\tau_0} \cdot (0,1519 \text{ [m]})^3} \quad (6.9)$$

mit:

sf_B	[m]	Setzfließmaß
τ_0	[Pa] bzw. [N/m ²]	Fließgrenze des Betons
ρ_B	[kg/m ³]	Dichte des Betons
g	[m/s ²]	Erdbeschleunigung

Danach wird das Setzfließmaß bei gegebener Geometrie des Kegelstumpfes nur noch durch die Dichte des Materials, die Erdbeschleunigung und die Fließgrenze bestimmt.

ICHIMIYA ET AL. [2002] geben mit Gl. (6.10) einen Zusammenhang zwischen Fließgrenze und Setzfließmaß an und verweisen dabei eine japanische Veröffentlichung von KOKADO ET AL. [1999].

$$\tau_0 = \frac{225 \rho_B g V^2}{4\pi^2 sf_B^5} \quad (6.10)$$

mit:

τ_0	[Pa] bzw. [N/m ²]	Fließgrenze des Betons
ρ_B	[g/mm ³]	Dichte des Betons
g	[mm/s ²]	Erdbeschleunigung
V	[mm ³]	Volumen des Setztrichters
sf_B	[mm]	Setzfließmaß

In Bild 6.3 sind die in den Versuchen bestimmten Setzfließmaße über den aus den Fließkurven mit Hilfe des HERSCHEL-BULKLEY-Modells errechneten Fließgrenzen dargestellt. Zusätzlich eingezeichnet sind die Modellbeziehungen nach Gl. (6.9) und (6.10) für die mittlere Frischbetondichte $\rho_B = 2,32$ kg/dm³ der Betone mit KSM (A) und SFA (A). Ebenso wurden Versuche von FERRARIS ET AL. [1998] aufgenommen; diese Fließgrenzen wurden ebenfalls über eine HERSCHEL-BULKLEY-Kurvenapproximation bestimmt. Trotz der großen Streuungen ist es dennoch interessant, dass die Modellgleichung (6.9) etwa die Untergrenze der Versuche repräsentiert.

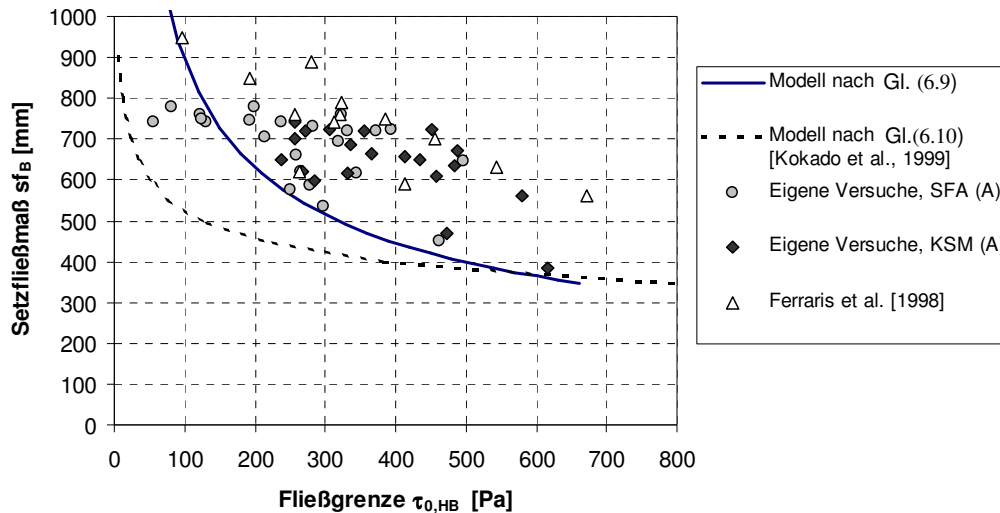


Bild 6.3: Abhängigkeit des Setzfließmaßes von der Fließgrenze (Berechnungsmodell **HERSCHEL-BULKLEY**, $\rho_B = 2320 \text{ kg/m}^3$); die eigenen Versuche sowie die Versuche von **FERRARIS ET AL. [1998]** wurden mit dem **BTRHEOM**-Betonrheometer durchgeführt; **KSM (A)** = Betone unter Verwendung von Kalksteinmehl gemäß Versuchsprogramm III; **SFA (A)** = Betone unter Verwendung von Steinkohlenflugasche gemäß Versuchsprogramm IV

6.2 Selbstentlüftungsfähigkeit

Die wesentlichen Mechanismen der Selbstentlüftungsfähigkeit werden vorab am Beispiel einer **BINGHAM-Flüssigkeit** diskutiert, ehe dann auf die Besonderheiten bei **SVB** eingegangen wird. Betrachtet wird eine Luftblase mit Radius r und der Dichte ρ_L in einer **BINGHAM-Flüssigkeit** der Dichte ρ_F , wobei $\rho_F > \rho_L$ gilt. Wenn sich die Blase mit der Geschwindigkeit \dot{z} nach oben bewegt, dann wirken die Auftriebskraft F_A , die Gewichtskraft F_G sowie die Widerstandskraft F_W (Bild 6.4). Dabei wird vorausgesetzt, dass die Kugel schleichend umströmt wird. Zudem wird vereinfacht von einer konstanten Blasengeometrie ausgegangen, d.h. eine mögliche Deformation, die vom Strömungswiderstand selbst oder von Kollisionen mit größeren Gesteinskörnern herrührt, wird vernachlässigt. Ebenso wird die isotherme Volumenvergrößerung während der Aufwärtsbewegung infolge des abnehmenden hydrostatischen Druckes vernachlässigt. Auf letzteren Sachverhalt wird weiter unten nochmals eingegangen.

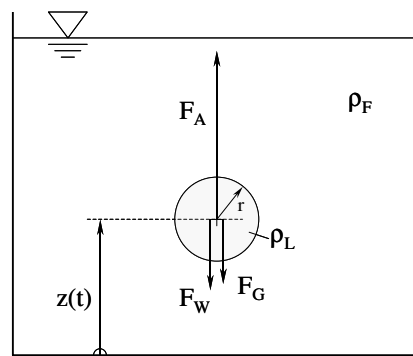


Bild 6.4: Angreifende Kräfte an einer in einem **BINGHAM-Fluid** befindlichen Luftblase; zur besseren Übersicht wurden die angreifenden Kräfte aus dem Schwerpunkt der Luftblase seitlich versetzt

Die Widerstandskraft³⁾ F_W kann für ein BINGHAM-Fluid aus zwei Komponenten zusammengesetzt werden:

$$F_W = \pi r^2 \tau_0 + 6\pi r \eta_{pl} \dot{z} \quad (6.11)$$

Der erste Teil in Gl. (6.11) hängt von der Fließgrenze ab, der zweite Teil geht auf STOKES zurück und beschreibt die vom Fluid auf eine schleichend umströmte Kugel ausgeübte Widerstandskraft, wenn sich die Kugel in einer unendlich ausgedehnten Flüssigkeit befindet. Das Kräftegleichgewicht an der Kugel lautet für die Aufwärtsbewegung:

$$m_K \ddot{z} = F_A - F_G - F_W = \rho_F g \frac{4}{3} \pi r^3 - \rho_L g \frac{4}{3} \pi r^3 - (\pi r^2 \tau_0 + 6\pi r \eta_{pl} \dot{z}) \quad (6.12)$$

$$\rho_L \frac{4}{3} \pi r^3 \ddot{z} = \frac{4}{3} \pi r^3 g (\rho_F - \rho_L) - (\pi r^2 \tau_0 + 6\pi r \eta_{pl} \dot{z}) \quad (6.13)$$

Durch Umstellung folgt:

$$\frac{d\dot{z}}{dt} = \ddot{z} = \frac{g}{\rho_L} (\rho_F - \rho_L) - \frac{3\tau_0}{4r\rho_L} - \frac{9}{2r^2\rho_L} \eta_{pl} \dot{z} \quad (6.14)$$

Die Trennung der Variablen liefert:

$$\frac{d\dot{z}}{\frac{g}{\rho_L} (\rho_F - \rho_L) - \frac{3\tau_0}{4r\rho_L} - \frac{9}{2r^2\rho_L} \eta_{pl} \dot{z}} = dt \quad (6.15)$$

Durch Einführung der Konstanten K_1 und K_2 kann Gl. (6.15) wie folgt angegeben werden:

$$\frac{d\dot{z}}{K_1 - K_2 \cdot \dot{z}} = dt \quad (6.16)$$

wo bei für K_1 und K_2 gilt:

$$K_1 = \frac{g}{\rho_L} (\rho_F - \rho_L) - \frac{3\tau_0}{4r\rho_L} \quad \text{und} \quad K_2 = \frac{9}{2r^2\rho_L} \eta_{pl} \quad (6.17), (6.18)$$

Die Integration von Gl. (6.16) liefert:

$$-\frac{1}{K_2} \ln \left(1 - \frac{K_2 \cdot \dot{z}}{K_1} \right) = t + C_1 \quad (6.19)$$

Wenn die Anfangsbedingung $\dot{z}(t=0) = 0$ vorgegeben wird, ist $C_1 = 0$. Dann folgt für die Geschwindigkeit der Luftblase:

³⁾ Siehe hierzu [ICHIMIYA ET AL., 2002], [SAAK ET AL., 2001], [DONTULA ET AL., 1999] und [HAUGER ET AL., 1995]

$$\dot{z} = \frac{K_1}{K_2} (1 - e^{-K_2 t}) \quad (6.20)$$

Die Geschwindigkeit nähert sich sehr schnell der Grenzgeschwindigkeit \dot{z}_{\max} an, die direkt aus Gl. (6.12) berechnet werden kann, indem $\ddot{z} = 0$ gesetzt wird:

$$\dot{z}_{\max} = \frac{4gr^2(\rho_F - \rho_L) - 3r\tau_0}{18\eta_{pl}} \quad (6.21)$$

Die Dichte der Luft hängt von der relativen Feuchte, dem Druck und der Temperatur ab und ist mit $\rho_L \approx 1,2 \text{ kg/m}^3$ gegenüber der Dichte des Fluides zu vernachlässigen. Damit folgt:

$$\dot{z}_{\max} = \frac{4gr^2\rho_F - 3r\tau_0}{18\eta_{pl}} \quad (6.22)$$

Ein Aufsteigen der Luftblase ist erst möglich, wenn die Auftriebskraft die Fließgrenze überwindet. Das ist der Fall für:

$$\tau_0 < \frac{4}{3} gr\rho_F \quad (6.23)$$

Eine Luftblase mit $r = 0,002 \text{ m}$ kann in einem BINGHAM-Fluid der Dichte $\rho_F = 2300 \text{ kg/m}^3$ also nur aufsteigen, wenn die Fließgrenze $\tau_0 < 60 \text{ Pa}$ ist. Es stellt sich nun die Frage, wie groß die durch den Herstellungs- und Verarbeitungsprozess eingetragenen Luftblasen sind. Die Größe einer Luftblase ist auch abhängig von der Druckdifferenz zwischen Innerem und Äußerem der Blase und der Oberflächenspannung der umgebenden Flüssigkeit [ICHIMIYA ET AL., 2002]. Die Oberflächenspannung des Leimes ist jedoch eine schwer abzuschätzende Größe, die u.a. vom Fließmittel beeinflusst wird (siehe Abschnitt 2.5.1.2). Deshalb werden zur Abschätzung der Luftblasenradien in Bild 6.5 zunächst die Einfüllseiten von zwei hergestellten Betonzylindern ($\varnothing = 150 \text{ mm}$, $h = 300 \text{ mm}$) betrachtet. Die Zylinder wurden über eine schräge Rinne von ca. 1,5 m Länge befüllt. Damit konnte ein Teil der eingeschlossenen Luft bereits während des Einfüllvorganges entweichen. Weil größere Luftblasen nach Gl. (6.22) schneller aufsteigen als kleinere, ist zu erwarten, dass die nach dem Erstarren verbleibenden Blasen-Krater nur die kleineren Luftbläschen repräsentieren. Andererseits ist anzunehmen, dass die Größe der Luftblasen einer zufälligen Verteilung unterliegt.



Bild 6.5: Draufsicht auf die Einfüllseite zweier Betonzylinder aus SVB ($\varnothing = 150 \text{ mm}$, $h = 300 \text{ mm}$); deutlich erkennbar sind die zurückgelassenen Krater

Unter Verwendung von Gl. (6.22) kann für ein ideales BINGHAM-Fluid der Luftgehalt nach einer bestimmten Entlüftungsdauer abgeschätzt werden. Wenn sich n Luftbläschen zum Zeitpunkt $t = 0$ in einer Flüssigkeit (Volumen V) an der Position $z_i(t = 0)$ befinden, dann kann der Luftgehalt $a_B(t = t_1)$ zum Zeitpunkt t_1 berechnet werden, indem für jede Luftblase die neue Position $z_i(t = t_1)$ berechnet wird. Eine gegenseitige Beeinflussung der einzelnen Blasen sowie eine Beeinflussung durch die Behälterbegrenzung soll ausgeschlossen werden. Dies setzt voraus, dass der Blasendurchmesser klein im Vergleich zu den Behälterabmessungen ist und gleichzeitig das Luftvolumen $a_B(t = t_1)$ begrenzt ist. Aufgrund der hydrostatischen Druckverteilung herrscht an der Stelle z_1 ein geringerer Druck wie an der Stelle z_0 . Dies führt nach dem Gesetz von BOYLE-MARIOTTE und GAY-LUSSAC zu einer Volumenexpansion [BERBER ET AL., 1985], die nach Gl. (6.24) berechnet werden kann, wenn die Wirkung der Oberflächenspannung gegenüber dem hydrostatischen Druck vernachlässigt wird.

$$\frac{p_0 V_0}{T_0} = \frac{p_1 V_1}{T_1} \quad (6.24)$$

mit:

p_0 bzw. p_1	[N/m ²]	Druck an der Stelle z_0 bzw. z_1
V_0 bzw. V_1	[m ³]	Volumen einer Luftblase an der Stelle z_0 bzw. z_1
T_0 bzw. T_1	[K]	Temperatur an der Stelle z_0 bzw. z_1

Für isotherme Bedingungen ergibt sich unter Verwendung des Luftbläschen Volumens $V = 4/3 \cdot \pi r_i^3$ die folgende druckabhängige Vergrößerung des Blasenradius:

$$\frac{r_1}{r_0} = \sqrt[3]{\frac{p_0}{p_1}} \quad (6.25)$$

Für den hydrostatischen Druck in der Tiefe $t = h - z$ in Bild 6.6 gilt:

$$p(z) = p_L + \rho_F g (h - z) \quad (6.26)$$

mit:

$p(z)$	[N/m ²]	Druck an der Stelle z
p_L	[N/m ²]	Luftdruck außerhalb des Behälters
ρ_F	[kg/m ³]	Dichte des Fluids
g	[m/s ²]	Erdbeschleunigung
h	[m]	Behälterhöhe
z	[m]	Position der Luftblase, entspricht Abstand von der Behälterunterkante (siehe Bild 6.6)

Wenn sich beispielsweise eine Luftblase zu Beginn der Aufwärtsbewegung in einer Flüssigkeit der Dichte $\rho_F = 2300 \text{ kg/m}^3$ in der Tiefe $t = 0,9 \text{ m}$ befindet, dann hat sich ihr Radius in einer Tiefe von $0,2 \text{ m}$ bereits um ca. 5 % vergrößert, wenn der Luftdruck mit $p_L = 1013 \text{ mbar}$ (= 101300 N/m^2) angesetzt wird:

$$\frac{r_1}{r_0} = \sqrt[3]{\frac{p_L + \rho_F g (h - z_0)}{p_L + \rho_F g (h - z_1)}} = \sqrt[3]{\frac{101300 + 2300 \cdot 9,81(1,0 - 0,1)}{101300 + 2300 \cdot 9,81(1,0 - 0,8)}} = 1,05 \quad (6.27)$$

Das Volumen der Luftblase hat sich dann bereits um ca. 15 % vergrößert. Diese Vergrößerung des Blasenradius führt streng genommen nach Gl. (6.22) zu einer Erhöhung der Steiggeschwindigkeit. Aufgrund der sehr geringen Radiusvergrößerung kann die isotherme Volumenvergrößerung bei der folgenden Betrachtung jedoch vernachlässigt werden. Bei sehr schlanken und hohen Bauteilen spielt der Einfluss des Druckes auf das Volumen der Luftbläschen jedoch eine Rolle, sofern die Betoniergeschwindigkeit deutlich größer ist als die Steiggeschwindigkeit nach Gl. (6.22).

Bild 6.6 enthält eine Momentaufnahme der Luftblasenverteilung für die Zeitpunkte t_0 und t_1 . Aufgrund der unterschiedlichen Radien variieren die Steiggeschwindigkeiten nach Gl. (6.22). Bläschen, welche die Bedingung nach Gl. (6.23) nicht erfüllen, steigen nicht auf.

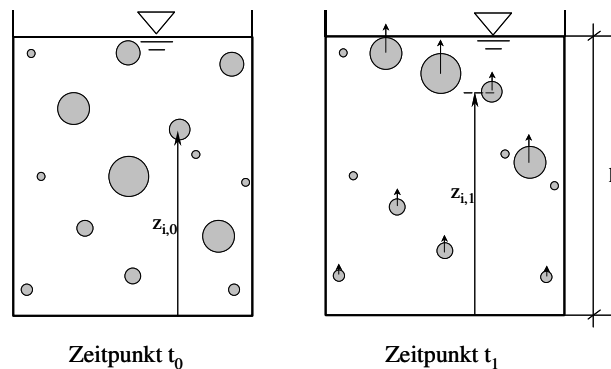


Bild 6.6: Momentaufnahmen der Luftblasenverteilung zum Zeitpunkt t_0 und t_1

Der Luftgehalt zu einer beliebigen Zeit t kann dann mit der folgenden Gleichung berechnet werden, wenn das Koordinatensystem seinen Ursprung an Behälterunterseite hat. D.h. es werden nur die Luftbläschen gezählt, welche die Behälteroberseite zum Zeitpunkt t noch nicht erreicht haben.

$$a_B(t) = \sum_i \frac{4}{3} \pi r_i^3 \Big|_{z_i(t) < h} \quad (6.28)$$

Im folgenden Beispiel wird von einer gleichmäßigen vertikalen Verteilung der einzelnen Luftblasen in einem kubischen Behälter der Kantenlänge $l = 1,0$ m ausgegangen. Es wird angenommen, dass die Radien der Luftbläschen gemäß Bild 6.7 normalverteilt sind. Der mittlere Blasenradius beträgt 5 mm.

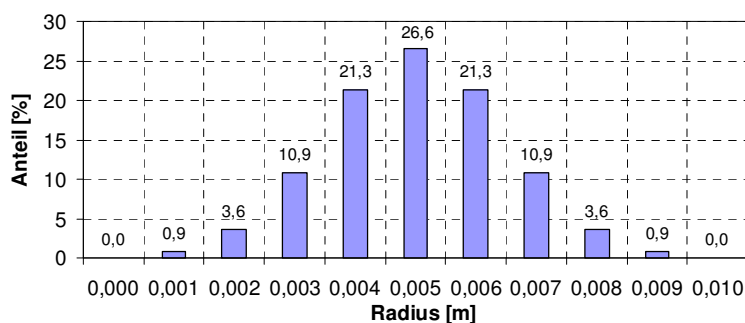


Bild 6.7: Häufigkeitsverteilung der Luftblasenradien

Damit die zeitliche Entwicklung der Luftgehalte verschiedener BINGHAM-Flüssigkeiten besser miteinander verglichen werden kann, wird für alle betrachteten Zusammensetzungen der eingepreßte Luftgehalt gleich angenommen. Die Anzahl n_0 der Luftbläschen wird mit 60000 festgelegt, dies entspricht unter Berücksichtigung der Radienverteilung nach Bild 6.7 einem Luftgehalt von 3,98 %.

Bei Beton kann der tatsächlich vorhandene Luftgehalt nach Mischende nur durch eine direkte Messung bestimmt werden. Es ist jedoch anzunehmen, dass dieser mit zunehmender Fließgrenze bzw. Viskosität ansteigt. Durch die anschließende Fließbewegung bis zur endgültigen Position in der Schalung folgt eine weitere Entlüftungsphase; auch diese Dauer ist abhängig von der Geometrie der Schalung, von der Fließgrenze sowie von der plastischen Viskosität.

Bild 6.8 zeigt die Entwicklung des Luftgehaltes für verschiedene Modellflüssigkeiten. Der theoretisch verbleibende Luftgehalt $a_{B,\infty}$ ist für das betrachtete einfache Modell unabhängig von der Behälterhöhe und wird nur durch die Fließgrenze und die Radienverteilung der Blasen bestimmt. Für Bild 6.8a) beträgt dieser 1,26 %. Die zugrundeliegenden rheologischen Kennwerte wurden in dieser Simulation als von der Zeit unabhängig betrachtet.

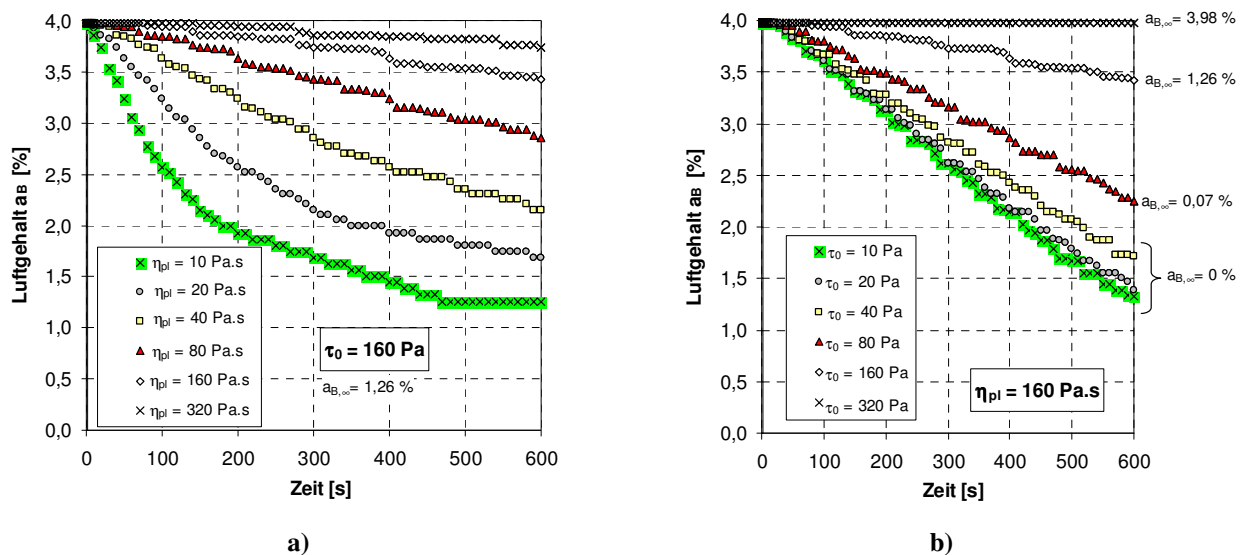


Bild 6.8: Zeitliche Entwicklung des Luftgehaltes für verschiedene Modellflüssigkeiten;
 Behältergeometrie: Würfel der Kantenlänge $l = 1,0$ m, Anzahl der Luftbläschen $n_0 = 60000$,
 $\rho_F = 2300$ kg/m³

Bei der Vorhersage der Entlüftung von SVB gestaltet sich der Übergang von der Modellflüssigkeit zum realen Beton äußerst problematisch. Eine Reihe von Parametern beeinflussen den Frischbetonluftgehalt von Beton. Selbst wenn nur die Entlüftung im Mischer, also unmittelbar nach Mischende betrachtet wird, nimmt doch die innere Struktur des Betons einen entscheidenden Einfluss auf die Selbstentlüftung. Hauptgrund ist die Zusammensetzung und insbesondere das Vorhandensein von Gesteinskörnung (Bild 6.9), die den Selbstentlüftungsvorgang behindert.

- Weil nach Bild 6.5 auch kleinere Luftbläschen aufsteigen konnten als nach Gl. (6.23) berechnet, dürfte die Entlüftungsgeschwindigkeit – zumindest bei kleinen Luftbläschen (etwa $r < 3$ mm) eher von den rheologischen Kenngrößen der Mörtelphase abhängen.

In Analogie zum Blockieren und Sedimentieren gilt auch hier: Eine tendenzielle Abschätzung des globalen Entlüftungsverhaltens sollte grundsätzlich vergleichend für verschiedene Betone anhand der makroskopischen rheologischen Kenngrößen des Betons möglich sein, weil eine Beziehung zwischen den rheologischen Kennwerten der Mörtels und denen des Betons besteht (vgl. Abschnitt 2.6). Eine genauere Abschätzung könnte durch die Betrachtung des Betons als 3-Phasen-System bestehend aus der kontinuierlichen Mörtelphase und den diskontinuierlichen Phasen grobe Gesteinskörnung und eingeschlossene Luftbläschen erfolgen. Andererseits ist auch denkbar, dass das Aufsteigen der großen Luftblasen (z.B. $r > 8$ mm) möglicherweise besser durch die makroskopischen Betonkennwerte Fließgrenze und plastische Viskosität beschrieben werden kann, weil sie groß im Vergleich zum mittleren Durchmesser der Gesteinskörnung sind.

- Ein Ansatz zur Berücksichtigung der Gesteinskörnung beim Steigvorgang einer Luftblase könnte durch die Erhöhung des zurückzulegenden Steigweges erfolgen, weil die Luftblase bei der Kollision mit einem Gesteinskorn zunächst abgebremst wird, um anschließend wieder beschleunigt zu werden. Die Kollision bewirkt dabei zunächst eine Deformation der Luftblase.
- Zudem muss das thixotrope Verhalten berücksichtigt werden. Je ausgeprägter die Thixotropie einer Betonrezeptur ist, desto geringer ist auch die Fähigkeit zur Nachentlüftung im Ruhezustand. Dies gilt insbesondere für selbstverdichtende Betone des Stabilisierertyps.
- Weil die Entlüftungsgeschwindigkeit nach Gl. (6.22) begrenzt ist, muss die Betoniergeschwindigkeit ebenfalls begrenzt werden. Grundsätzlich sollte beim Betonieren von vertikalen Bauteilen (Stützen, Hohen Wänden etc.) die Betoniergeschwindigkeit deutlich unterhalb der Steiggeschwindigkeit nach Gl. (6.22) liegen. GRAUBNER ET AL. [2002] empfehlen für schlanke Bauteile aus SVB eine maximale Betoniergeschwindigkeit von 50 m/h, um größere Lunker an der Betonoberfläche zu vermeiden.
- Letztlich spielt auch die Adhäsion eine Rolle. Luftblasen können beispielsweise an der Gesteinskörnung oder an der Schalhaut haften. Die Größe der an der Schalhaut haftenden Luftbläschen ist abhängig vom Kontaktwinkel zwischen Luftblase und Schalhaut sowie von der Oberflächenspannung des Leimes [ICHIMIYA ET AL., 2002]. Die Oberflächenporosität des Betons kann durch eine saugende Schalhaut verringert werden [GRAUBNER ET AL., 2002].



Bild 6.9: a) Behinderung der Luftbläschen beim Aufsteigen durch die Feststoffe [DE LARRARD, 1999]
 b) Schlifffeld eines selbstverdichtenden Betons mit 16 mm Größtkorn; der Pfeil deutet eine unter einem Gesteinskorn eingeschlossene Luftblase an

Bei selbstverdichtendem Beton spielt bei der Frischbetonluftgehaltsprüfung auch die Fähigkeit der Selbstnivellierung eine Rolle. Die Selbstnivellierung endet eher, je höher die Fließgrenze des Betons ist.

Tabelle 6.1 zeigt für Betone verschiedener Zusammensetzung die Fotografien der hergestellten Betonzylinder ($\varnothing = 150$ mm, $H = 300$ mm). Beton A verfügt mit einem Setzfließmaß von $sf_B = 365$ mm über keine selbstverdichtenden Eigenschaften. Auffällig ist der im Vergleich zu Beton B niedrige Luftgehalt. Sehr wahrscheinlich wurde ein Großteil der äußeren Lufteinschlüsse bei der Luftgehaltsprüfung nicht erfasst, weil das bei der Prüfung zugesetzte Wasser einen Teil dieser Einschlüsse gefüllt hat. Beton B weist mit $sf_B = 615$ mm noch deutliche Lufteinschlüsse an der Zylinderoberfläche auf; der Frischbetonluftgehalt wurde mit 4,0 % gemessen. Beton C zeigt für $sf_B = 730$ mm nur noch sehr vereinzelte Lufteinschlüsse, während Beton D ($sf_B = 760$ mm) über eine optimale Oberflächengüte bei einem gemessenen Frischbetonluftgehalt von 2,5 % verfügt.

Tabelle 6.1: Hergestellte Betonzylinder ($\varnothing = 150$ mm, $H = 300$ mm) zur Demonstration des Entlüftungsverhaltens; Füllertyp: SFA (A)


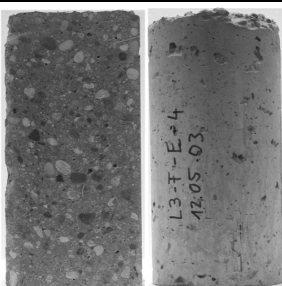
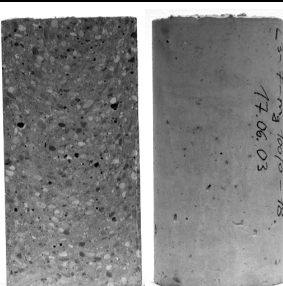
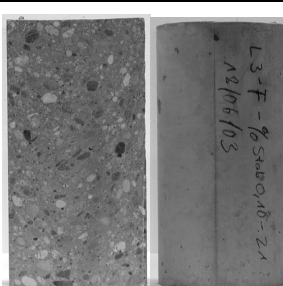
	Beton A	Beton B	Beton C	Beton D
				
Fließgrenze	$\tau_{0,HB} = 816$ Pa	345 Pa	282 Pa	121 Pa
Plastische Viskosität	$\eta_{pl,HB} = 398$ Pa.s	290 Pa.s	273 Pa.s	252 Pa.s
Setzfließmaß	$sf_B = 365$ mm	615 mm	730 mm	760 mm
Trichterauslaufzeit	$t_{V,B} = 28$ s	24 s	19,0 s	12,5 s
Luftgehalt	$a_B = 4,7$ %	4,0 %	3,05 %	2,5 %

Bild 6.10 zeigt den Frischbetonluftgehalt über der plastischen Viskosität (a) bzw. über der Fließgrenze (b). Tendenziell steigt der Frischbetonluftgehalt mit der plastischen Viskosität an. Die Betone mit dem Füller KSM verfügen bei gleichem Frischbetonluftgehalt über eine geringere plastische Viskosität als Betone mit dem Füller SFA. Hierbei ist jedoch zu beachten, dass eine Vergrößerung der plastischen Viskosität – etwa durch Erhöhung des Feststoffanteils – in der Regel immer mit einer Erhöhung der Fließgrenze einhergeht.

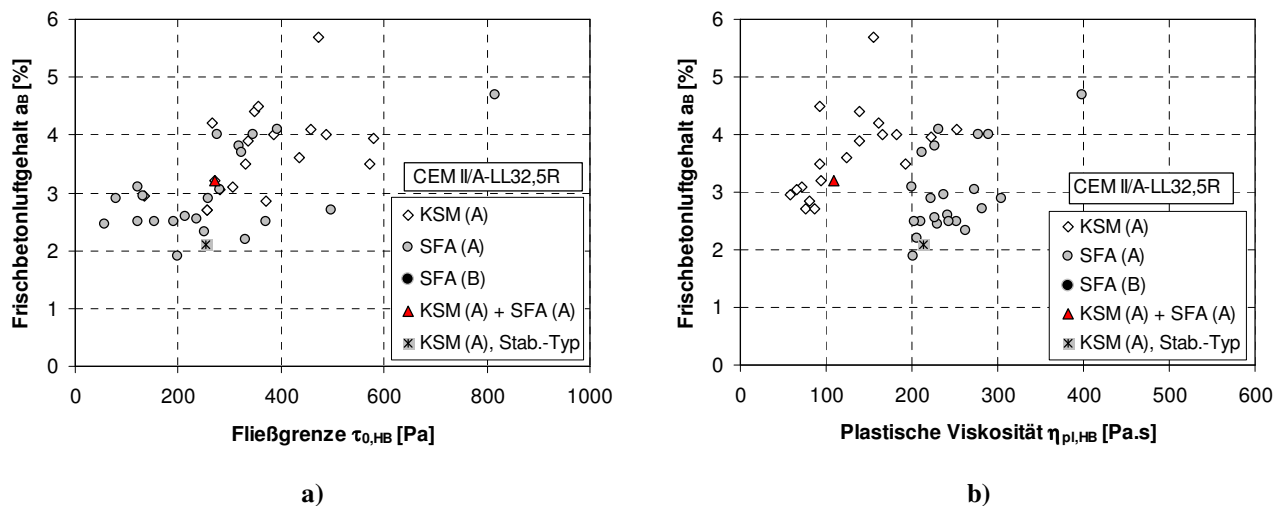


Bild 6.10: Luftgehalt in Abhängigkeit der Fließgrenze (a) und der plastischen Viskosität (b)

Zur Vorhersage des Luftgehaltes 50 Minuten nach Wasserzugabe kann das empirische Modell nach Gl. (6.29) verwendet werden, dessen Parameter durch eine Regressionsrechnung festgelegt wurden. Der Modellansatz beruht auf der Vorstellung, dass die durch den Mischvorgang eingetragene Luft, die 5 Minuten nach Beendigung des Füllvorganges im Lufttopf verbleibt, um so größer ist, je höher die Fließgrenze und je höher die plastische Viskosität ist. Selbst wenn die Viskosität vernachlässigbar klein ist, dann verbleibt immer ein gewisser Anteil an Luft im Beton. Verantwortlich dafür ist u.a. die Fließgrenze und die Radienverteilung der Luftbläschen (vgl. Modellflüssigkeit in Bild 6.8). Deshalb addieren sich die zwei Anteile in Gl. (6.29) zum Gesamtluftgehalt auf.

Bild 6.10a) zeigt, dass bei Betonen mit Füllertyp KSM bei gleichem Luftgehalt eine geringere plastische Viskosität vorliegt. Eine mögliche Ursache könnte in einem erhöhten Rücksteifen der Mischungen mit KSM zu suchen sein, indem das Kalksteinmehl kristallisationskeimfördernd wirkt, vgl. hierzu die Untersuchungen zum Ansteifverhalten unter Verwendung von KSM in [STARK ET AL., 2004]. Die Unterschiede der zwei Füllertypen SFA und KSM können in Gl. (6.29) durch den Faktor ψ berücksichtigt werden.

$$a_B = \psi(0,059 \cdot \tau_{0,HB}^{0,46} + 0,015 \cdot \eta_{pl,HB}^{0,90}) \quad (6.29)$$

mit:

a_B	[%]	Frischbetonluftgehalt
$\tau_{0,HB}$	[Pa]	Fließgrenze, ermittelt nach HERSCHEL-BULKLEY-Ansatz
$\eta_{pl,HB}$	[Pa.s]	Plastische Viskosität ermittelt nach HERSCHEL-BULKLEY-Ansatz mit nachfolgender BINGHAM-Approximation
ψ	[-]	Faktor zur Berücksichtigung des Füllertyps: $\psi = 1,0$ bei Verwendung von SFA $\psi = 1,84$ bei Verwendung von KSM

Die Gegenüberstellung von Modell und Versuch enthält Tabelle 6.2 und Bild 6.11.

Tabelle 6.2: Genauigkeit des Modells nach Gl. (6.29)

Füllertyp	Verhältnis Versuch / Rechnung	Standardabweichung	Variationskoeffizient
	[-]	[-]	[%]
KSM (A)	1,00	0,21	21,0
SFA (A)	1,03	0,20	19,4

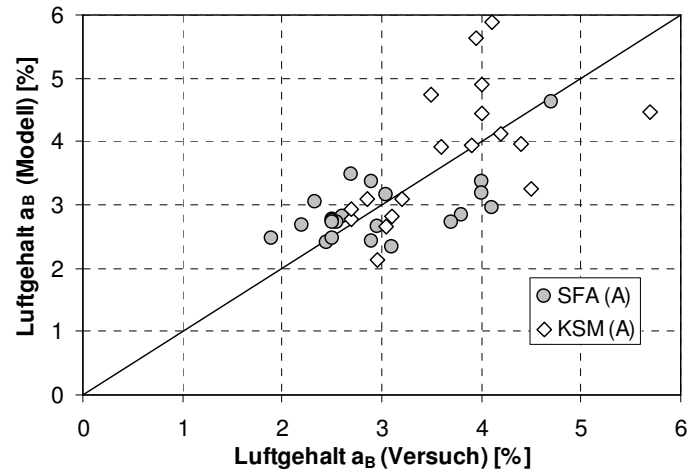


Bild 6.11: Frischbetonluftgehalt: Gegenüberstellung von Modell und Versuch

6.3 Entmischen

Bei der Konzeption von SVB muss die Zusammensetzung so festgelegt sein, dass sich die einzelnen Bestandteile zu keiner Zeit entmischen. Entmischungsvorgänge können während der Fließbewegung und im Ruhezustand stattfinden. Wird die Entmischung aufgrund von Dichteunterschieden (z.B. zwischen Matrix und Gesteinskörnung) unter Einwirkung der Schwerkraft hervorgerufen, so wird dies als Sedimentieren bezeichnet. Abhängig von der Dichte der Gesteinskörnung besteht bei Verwendung von normalschwerer Gesteinskörnung grundsätzlich die Gefahr des Absinkens von grober Gesteinskörnung. Bei selbstverdichtendem Leichtbeton droht hingegen die Gefahr des Aufschwimmens der Leichtzuschläge [MÜLLER ET AL., 2001]. Wenn sich Wasser und Bindemittel voneinander trennen, dann wird dies normalerweise mit Bluten bezeichnet. Unter Blockieren wird die Anhäufung von grober Gesteinskörnung unmittelbar vor einer Querschnittsverengung verstanden. Einbauten in der Schalung und örtliche Bewehrungskonzentrationen stellen dabei mögliche Querschnittsverengungen dar. Aufgrund der Dichteunterschiede der einzelnen Bestandteile treten Sedimentation und Blockieren auch gemeinsam auf.

6.3.1 Sedimentieren

Häufig wird versucht, aufgrund der makroskopischen Eigenschaften Setzfließmaß und Trichter- auslaufzeit auf die Sedimentationsneigung von selbstverdichtendem Beton zu schließen. Wie noch weiter unten gezeigt wird, sind es hauptsächlich mikroskopische und zeitabhängige Vorgänge (vgl. Selbstentlüftungsfähigkeit), welche die Sedimentationsneigung bestimmen. Daher ist es nicht überraschend, dass diese makroskopischen Kennwerte im Allgemeinen nicht genau genug zwischen sedimentierenden und nicht sedimentierenden Betonen unterscheiden können, vgl. hierzu auch Ergebnisse von LOWKE ET AL. [2003]. Andererseits können sedimentierende Betone häufig daran erkannt werden, dass sie sich bereits während der Fließbewegung entmischen, wie es in Bild 6.12 am Beispiel des Ausbreitkuchens beim Setzfließversuch gezeigt ist.

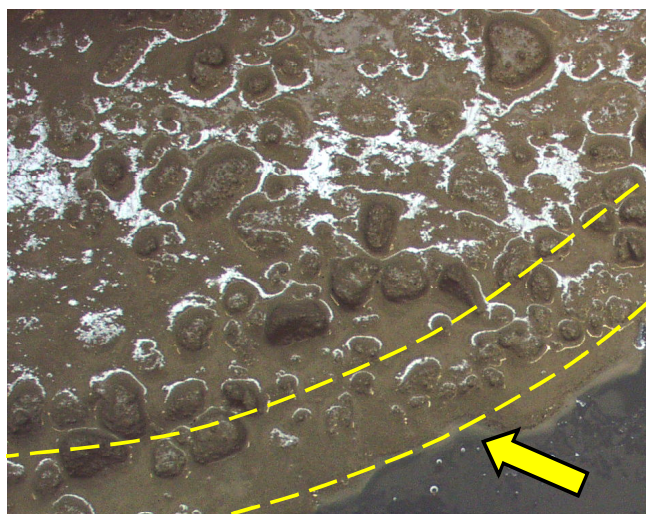
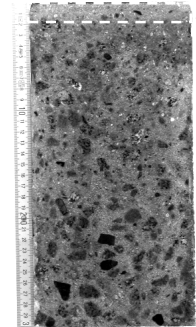
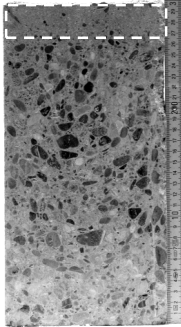
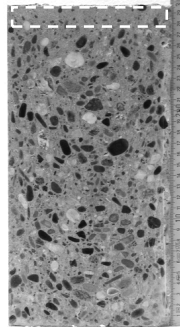
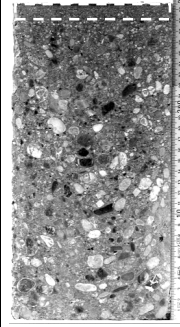
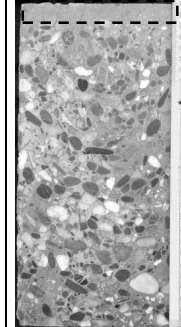
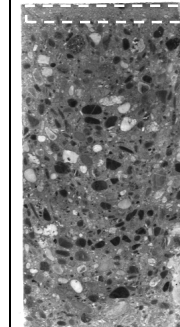


Bild 6.12: Detailaufnahme vom Rand des Ausbreitkuchens einer sedimentierenden Betonmischung ($sf_B = 810$ mm); Größtkorn 16 mm, Sieblinie AB16, $k = 4,18$

Die statische Sedimentationsneigung wurde im Rahmen dieser Arbeit anhand von Sedimentationszylindern augenscheinlich bewertet. Es gibt noch eine Reihe anderer Verfahren; einige wurden u.a. in [ASSAAD ET AL., 2004] miteinander verglichen. Weitere Verfahren sind in [BUI ET AL., 2002] sowie in [DAFSTB, 2003] beschrieben, auf die an dieser Stelle verwiesen wird.

In Tabelle 6.3 sind die Fotografien von aufgesägten Sedimentationszylindern verschieden zusammengesetzter Betone unter Angabe der Standardkennwerte zusammengestellt. Bis auf die Betone B und E kann nur ein vergleichsweise schwaches Sedimentieren festgestellt werden. Alle Betone bis auf Beton A enthalten ungebrochene Gesteinskörnung. Die gebrochene Gesteinskörnung von Beton A erfordert wegen der ungünstigen Kornform einen relativ hohen Leimgehalt mit $V_{Leim} = 411 \text{ dm}^3/\text{m}^3$. Dies erklärt die sehr geringe Trichterauslaufzeit von nur 5,5 s.

Tabelle 6.3: Betonschnittflächen von Betonzylindern ($\varnothing = 150, h = 300 \text{ mm}$) mit unterschiedlicher Zusammensetzung; Bereiche mit verringertem Grobkorngehalt sind durch gestrichelte Rechtecke angedeutet; Größtkorn aller betrachteten Betone 16 mm

A	B	C	D	E	F
KSM(B)	KSM(A)	KSM(A)	SFA(A)	SFA(B)	SFA(A)+KSM(A)
Fließmittel B	A	A	A	A	A
Mehlkorntyp	Mehlkorntyp	Mehlkorntyp	Mehlkorntyp	Kombinationstyp	Mehlkorntyp
gebrochene Gesteinskörnung	ungebrochene Gesteinskörnung	ungebrochene Gesteinskörnung	ungebrochene Gesteinskörnung	ungebrochene Gesteinskörnung	ungebrochene Gesteinskörnung
					
$sf_B = 780 \text{ mm}$	810 mm	780 mm	815 mm	850 mm	795 mm
$t_{V,B} = 5,5 \text{ s}$	13,2 s	15,0 s	10 s	16,0 s	13,5 s
$t_{V,Leim} = 18,0 \text{ s}$	19,0 s	17,0 s	31,6 s	-	19,5 s

Zur Ableitung allgemeiner Zusammenhänge kann das Sedimentationsproblem – wie bereits das Entlüftungsproblem im Abschnitt 6.2 – auf eine hydromechanische Betrachtungsweise reduziert werden, indem wieder eine ideale BINGHAM-Flüssigkeit betrachtet wird.

Ein in einer BINGHAM-Flüssigkeit (Dichte ρ_F , Fließgrenze τ_0 , plastische Viskosität η_{pl}) befindliches kugelförmiges Gesteinskorn (Dichte ρ_g mit Radius r) sinkt dann ab, wenn wie in Bild 6.13 die Gewichtskraft F_G größer ist als die Summe von Auftriebskraft F_A und Widerstandskraft F_W .

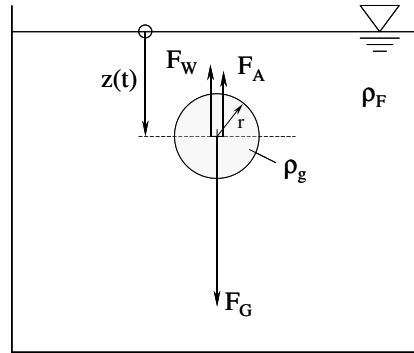


Bild 6.13: Angreifende Kräfte an einer in einem BINGHAM-Fluid befindlichen Kugel; zur besseren Übersicht wurden die angreifenden Kräfte aus dem Schwerpunkt der Kugel seitlich versetzt

Wenn die Widerstandskraft F_W , die eine BINGHAM-Flüssigkeit auf eine schleichend umströmte Kugel ausübt, gemäß Gl. (6.30) angesetzt wird, dann kann die Kugel nur absinken, wenn Gl. (6.31) erfüllt ist, woraus sich durch Vereinfachung schließlich Bedingung (6.32) ableiten lässt, vgl. [SAAK ET AL., 2001].

$$F_W = \pi r^2 \tau_0 + 6\pi r \eta_{pl} \dot{z} \quad (6.30)$$

$$F_G > F_A + F_W \Rightarrow \rho_g g \frac{4}{3} \pi r^3 > \rho_F g \frac{4}{3} \pi r^3 + \pi r^2 \tau_0 \quad (6.31)$$

$$\tau_0 < \frac{4}{3} gr (\rho_g - \rho_F) \text{ bzw. } \frac{\tau_0}{\rho_g - \rho_F} < \frac{4}{3} gr \quad (6.32)$$

Eine wichtige Folgerung aus Gl. (6.32) ist, dass es zu jedem Kornradius eine auf den Dichteunterschied bezogene Fließgrenze $\tau_{0,min}$ gibt, für die ein Absinken erst möglich wird.

Analog zur Entlüftung im Abschnitt 6.2 kann die Grenzgeschwindigkeit \dot{z}_{max} berechnet werden, mit der ein kugelförmiges Gesteinskorn absinken würde:

$$\dot{z}_{max} = \frac{4gr^2(\rho_K - \rho_F) - 3r\tau_0}{18\eta_{pl}} \quad (6.33)$$

Gl. (6.32) und (6.33) belegen, dass größere Körner eher zur Sedimentation neigen als kleinere, weil sie zudem schneller absinken.

Wiederum stellt sich auch die Frage, welche Betrachtungsebene zur Vorhersage der Sedimentationsneigung sinnvoller Weise gewählt werden sollte. Wenn davon ausgegangen wird, dass die Mörtelphase aufgrund des begrenzten Korndurchmessers nach Gl. (6.32) noch sedimentationsstabil ist, dann können zur Abschätzung der Sedimentationsgefahr von grober Gesteinskörnung folglich die Fließgrenze und plastische Viskosität der Mörtelphase herangezogen werden.

Prinzipiell ist auf der einen Seite eine dichte Gefügapackung notwendig, um einerseits einem möglichen Aufsteigen der Mehlkornsuspension einen genügend großen Fließwiderstand entgegenzusetzen. Andererseits ist ein möglichst geringer Dichteunterschied zwischen der tragenden Mehlkornsuspension und den Zuschlägen anzustreben, um ein Absinken der Gesteinskörnung wirksam zu unterbinden (Gl. (6.32)) oder zumindest zu verlangsamen (Gl. (6.33)).

Es gibt noch eine Reihe weiterer Faktoren, die in die Sedimentationsmechanismen eingreifen. LOWKE ET AL. [2003] berichten beispielsweise, dass bereits eine Erhöhung des Wassergehalts um 10 Liter/m³ gegenüber einer optimalen Betonzusammensetzung abhängig von der Mischungszusammensetzung zu erheblichen Sedimentationserscheinungen führen kann. KORDTS ET AL. [2003] berichten, dass bereits Schwankungen des Wassergehaltes um 7 Liter/m³ zu instabilen Betonen führen können. Ob und wie empfindlich ein Beton auf eine Erhöhung der Wasserzugabe reagiert, hängt insbesondere davon ab, wie viel Wasser durch das Mehlkorn überhaupt noch aufgenommen werden kann (vgl. Abschnitt 2.5.2). Im Allgemeinen reagieren Betone des Mehlkorntyps sensibler auf Schwankungen des Wassergehalts als Betone des Kombinationstyps, weil die günstige Wirkung organisch stabilisierender Zusätze fehlt [HÖVELING ET AL., 2003].

Da Sedimentieren wie Entlüften ein zeitabhängiger Vorgang ist, sind beide Eigenschaften durch die zeit- und temperaturabhängige Entwicklung der rheologischen Kenngrößen (Ansteifen) geprägt. Somit können sich verzögernde Zusatzmittel und auch Fließmittel mit relativ starker verzögernder Wirkung bei gleichen Frischbetoneigenschaften nachteilig auf die Sedimentationsstabilität auswirken. Bei Verwendung von Zementen mit hoher Mahlfeinheit neigen Betone wegen des schnelleren Erstarrens daher weniger zum Sedimentieren, als bei Verwendung grob gemahlener Zemente. Entsprechend günstig wirkt sich auch die thixotrope Eigenschaft auf die Sedimentationsstabilität von SVB aus.

Die Einführung der Modellparameter macht es nun möglich, zwischen sedimentierenden und stabilen Betonen zu unterscheiden. Allerdings müssen – wie bereits erwähnt – die Besonderheiten unterschiedlich zusammengesetzter Leime berücksichtigt werden. Deshalb erfolgte die Bereichseinteilung in den Bildern Bild 6.14 und Bild 6.15 getrennt nach dem Füllertyp, wobei die Eckpunkte der polygonalen Bereiche durch gerade noch nicht sedimentierende Betone festgelegt wurden. Bei der Bereichseinteilung muss berücksichtigt werden, dass bereits eine geringfügig erhöhte Fließmitteldosierung die Sedimentationsgefahr verstärken kann, obwohl die Trichterauslaufzeit des Leimes dadurch nur wenig verkürzt wird.

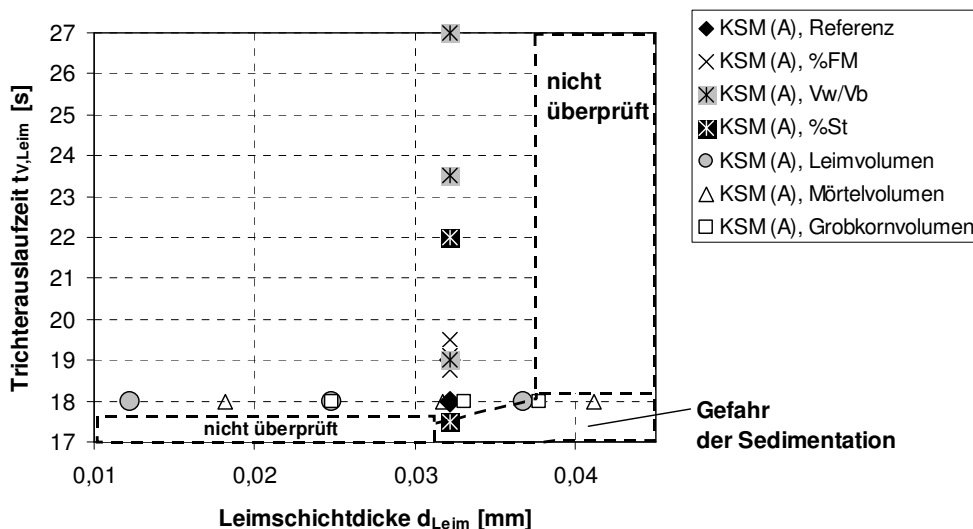


Bild 6.14: Bereiche mit erhöhter Gefahr der Sedimentationsneigung für Betone des Füllertyps KSM (A)

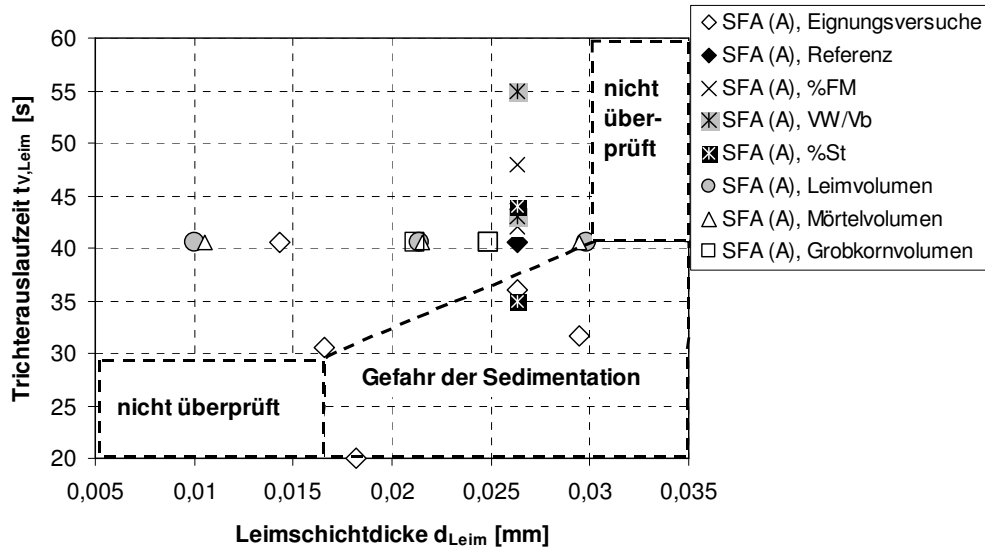


Bild 6.15: Bereiche mit erhöhter Gefahr der Sedimentationsneigung für Betone des Füllertyps SFA (A)

Die übrigen Bereiche wurden auf der sicheren Seite liegend durch Rechtecke gekennzeichnet, obwohl dort partiell die Gefahr der Stagnation besteht. In der Regel entmischten Betone auch statisch im Sedimentationszylinder, wenn nach Ende des Messvorgangs eine inhomogene Grob-zuschlagverteilung im Rheometer festgestellt worden ist.

Die Auswertung aller zugrunde gelegter Betonzusammensetzungen (siehe Anhang) lieferte eine erhöhte statische Sedimentationsgefahr bei Betonen mit Setzfließmaßen $sf_B > 760$ mm für Sieblinien im Bereich zwischen A und B 16 nach DIN 1045-2 (Anhang L). Statisch sedimentierende Betone mit darüber liegenden Setzfließmaßen verfügten in der Regel auch über die bereits in Bild 6.12 gezeigten Entmischungserscheinungen am Rand des Ausbreitkuchens. Aufgrund der weiter oben genannten Zusammenhänge kann hier natürlich keine allgemeingültige Grenze angegeben werden. Zudem wurde auch bei Betonen mit geringeren Setzfließmaßen teilweise ein dynamisches Entmischen im Rheometer beobachtet, obwohl kein statisches Entmischen bei Betrachtung der Sedimentationszylinder festzustellen war. Die ständige Scherbewegung im Rheometer erhöht sogar die Sedimentationsneigung, weil der thixotrope Strukturaufbau unterbunden wird.

Die Angabe einer Grenztrichterauslaufzeit $t_{V,B}$ ist ebenso nicht möglich, weil auch die Trichterauslaufzeit neben der Zähigkeit durch dynamische Entmischungsvorgänge beeinflusst wird (siehe auch Tabelle 6.3). Der Abschnitt 6.4 enthält hierzu weitere Anmerkungen.

6.3.2 Blockieren

Das so genannte Blockieren von SVB ist ein komplexer dynamischer Entmischungsvorgang, bei dem es zu einer Anhäufung von grober Gesteinskörnung vor Hindernissen (z.B. vor dichten Bewehrungslagen) durch die Ausbildung von so genannten Zuschlagbrücken kommen (Bild 6.16a) kann [TANGTERMSIRIKUL ET AL., 2001].

Die erhöhte Zuschlagkonzentration vor einem Hindernis führt zu einer Geschwindigkeitsdifferenz zwischen Matrix und Gesteinskörnung (Bild 6.16b) [NOGUCHI ET AL., 1999]. Im von NOGUCHI ET AL. [1999] beschriebenen Versuchsaufbau wurde ein Rahmen mit horizontal und in einer Ebene angeordneten Metallstäben durch einen selbstverdichtenden Modellbeton vertikal nach oben gezogen. In diesen Untersuchungen wurden die Leimeigenschaften variiert, während die Sieblinie der künstlichen Leichtzuschläge konstant blieb. Bei einer derartigen Versuchsanordnung äußert sich eine Erhöhung der Zuschlagkonzentration vor einem Hindernis makroskopisch gesehen in einem Anstieg der relativen Viskosität η_r des Betons (Bild 6.16c). Ist die Beziehung zwischen relativer Viskosität η_r des Betons und relativer Leimschichtdicke⁴⁾ Γ_{Vaf} bekannt, dann ist es möglich, aus der Änderung der relativen Viskosität die verringerte relative Leimschichtdicke Γ'_{Vaf} auf den Zuschlägen zu berechnen. Durch die verringerte relative Leimschichtdicke kann auf die veränderte Zuschlagkonzentration geschlossen werden.

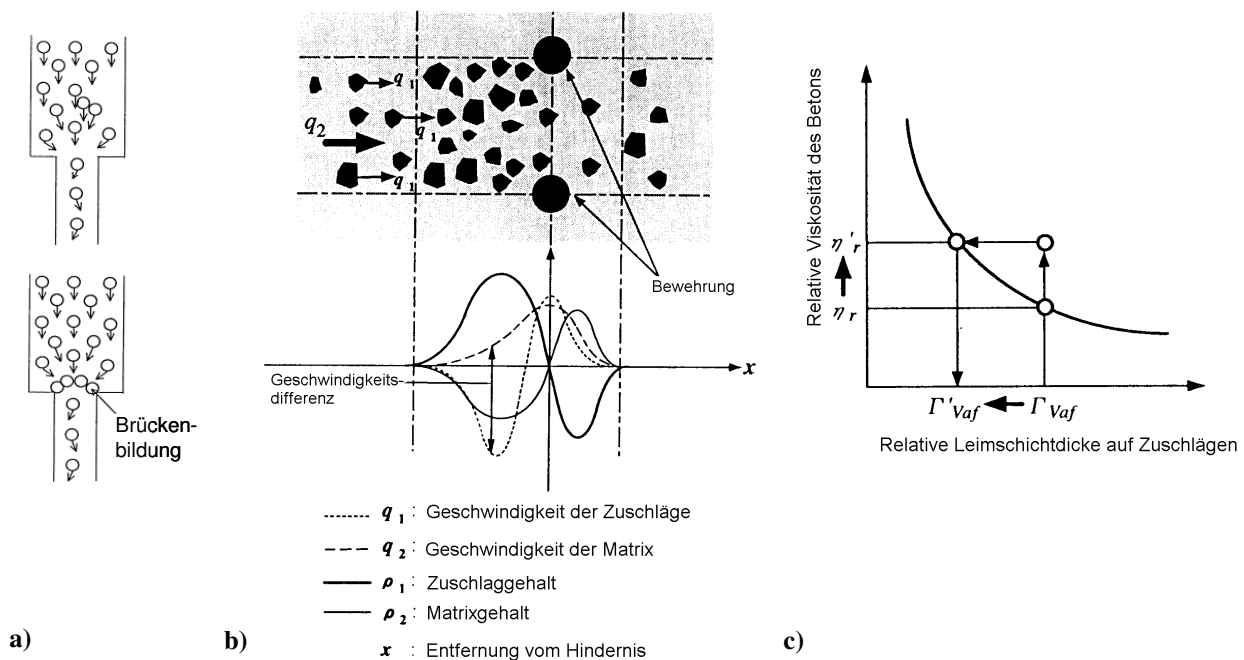


Bild 6.16: a) Zuschlaginteraktion beim Durchfließen einer Engstelle [TANGTERMSIRIKUL ET AL., 2001]
 b) Geschwindigkeit und Partikelverteilung in einem Mehrphasensystem beim Passieren einer Querschnittsverengung [NOGUCHI ET AL., 1999]
 c) Erhöhung der relativen Viskosität des Betons vor der Querschnittsverjüngung durch den Anstieg der Zuschlagkonzentration (Verringerung der relativen Leimschichtdicke) [NOGUCHI ET AL., 1999]

⁴⁾ NOGUCHI ET AL. [1999] verwenden zur Beschreibung der Interaktion von Matrix und Gesteinskörnung die relative Leimschichtdicke [OH ET AL., 1999]. Dabei wird die Leimschichtdicke als von der Korngröße abhängig angenommen.

NOGUCHI ET AL. [1999] fanden die nachfolgend angegebene Beziehung, mit welcher der erhöhte Zuschlaggehalt der Gesteinskörnung vor dem Stabhindernis berechnet werden kann:

$$V'_{af} = \kappa \cdot V_{af} \quad (6.34)$$

$$C_r = \frac{l}{l+d} \quad (6.35)$$

$$\kappa = a_1 \cdot C_r^{-a_2} + 1 \quad (6.36)$$

$$a_1 = 0,0483 \cdot \eta_{pl,Leim}^{-1,01} + 0,0184 \quad (6.37)$$

$$a_2 = 1,09 \cdot \eta_{pl,Leim} \quad (6.38)$$

mit:

V_{af}	[-]	Ausgangsvolumenkonzentration der Gesteinskörnung im Beton
V'_{af}	[-]	Erhöhte Volumenkonzentration der Gesteinskörnung im Beton beim Passieren von parallel angeordneten Stäben
κ	[-]	Erhöhungsfaktor
C_r	[-]	relatives Öffnungsverhältnis zwischen zwei Bewehrungsstäben
l	[mm]	Lichte Öffnungsweite zwischen zwei Bewehrungsstäben
d	[mm]	Stabdurchmesser
$\eta_{pl,Leim}$	[Pa.s]	Plastische Viskosität des Leimes
a_1, a_2	[-]	Funktionen der plastischen Viskosität des Leimes

Beim oben beschriebenen Blockierversuch spielt also die plastische Viskosität des Leimes die dominierende Rolle. Im Gegensatz dazu wird im Blockieringversuch die Fähigkeit des Betons, das Bewehrungshindernis zu überwinden auch von dessen Nivellierfähigkeit bestimmt. Makroskopisch betrachtet muss die im Blockieringversuch gemessene Blockierneigung also auch durch das Setzfließmaß bzw. die Fließgrenze des Betons beeinflusst werden. Zusätzlich beeinflussen ebenso die Art und Zusammensetzung der Gesteinskörnung sowie das Verhältnis von Korndurchmesser zum Stababstand die resultierende Blockierneigung [REINHARDT ET AL., 2003].

Bild 6.17 zeigt die Blockierneigung, angegeben mit dem Höhenunterschied⁵⁾ st_J , als Funktion dieser makroskopischen Eigenschaften. Selbst ohne Berücksichtigung der Betonzusammensetzung lassen sich Bereiche erkennen, innerhalb derer eine verminderte Blockierneigung vorliegt.

⁵⁾ Im Rahmen der durchgeführten Versuche wurde festgestellt, dass augenscheinlich kein erhöhter Grobkorngehalt im Blockiering vorlag, wenn ein Höhenunterschied von 15 mm nicht überschritten wurde.

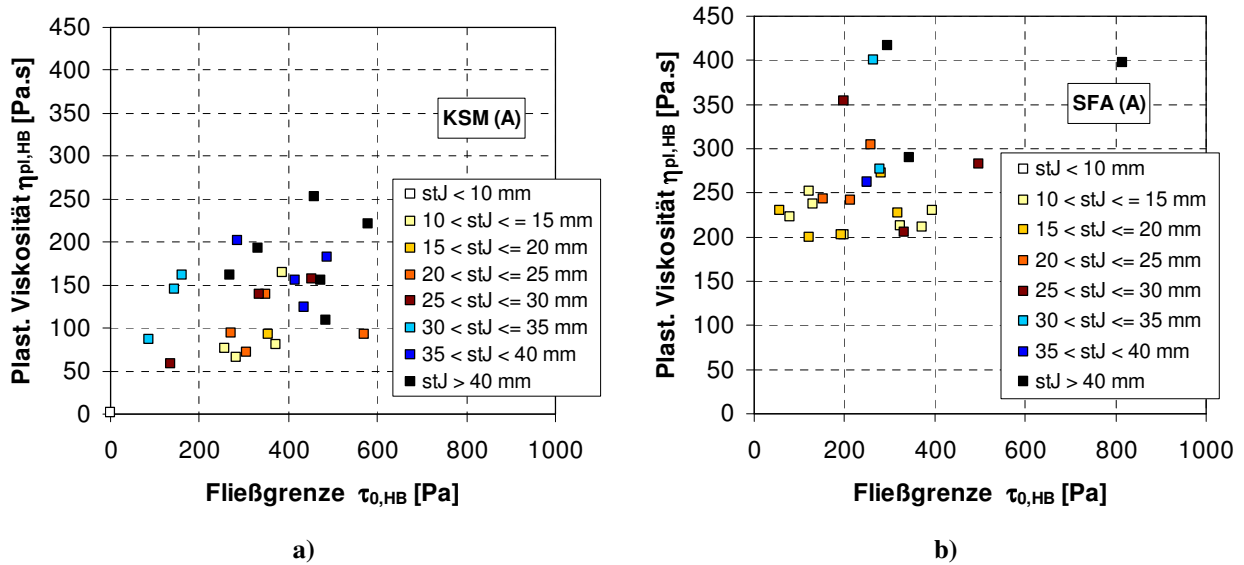


Bild 6.17: a) und b) Zusammenhang zwischen Fließgrenze, plastischer Viskosität und Blockierneigung

Bild 6.18 zeigt nachfolgend den Zusammenhang zwischen Setzfließmaß sf_B , Trichterauslaufzeit $t_{V,B}$ und Blockierneigung st_J . Obwohl auch in dieser Darstellung die Betonzusammensetzung nicht angegeben ist, bestätigt sich dennoch, dass bei konstantem Setzfließmaß und zunehmender Trichterauslaufzeit die Blockierneigung zunimmt. Ebenso steigt die Blockierneigung an, wenn bei konstanter Trichterauslaufzeit das Setzfließmaß verringert wird. Wie bereits weiter oben erwähnt wurde, kann die Trichterauslaufzeit durch Blockiereffekte im Bereich der Ausflussöffnung verlängert werden. Dies könnte ein Indiz dafür sein, weshalb sich in Bild 6.18 relativ gut Bereiche eingrenzen lassen, innerhalb derer praktisch blockierfreies bzw. blockierarmes Fließen stattfindet.

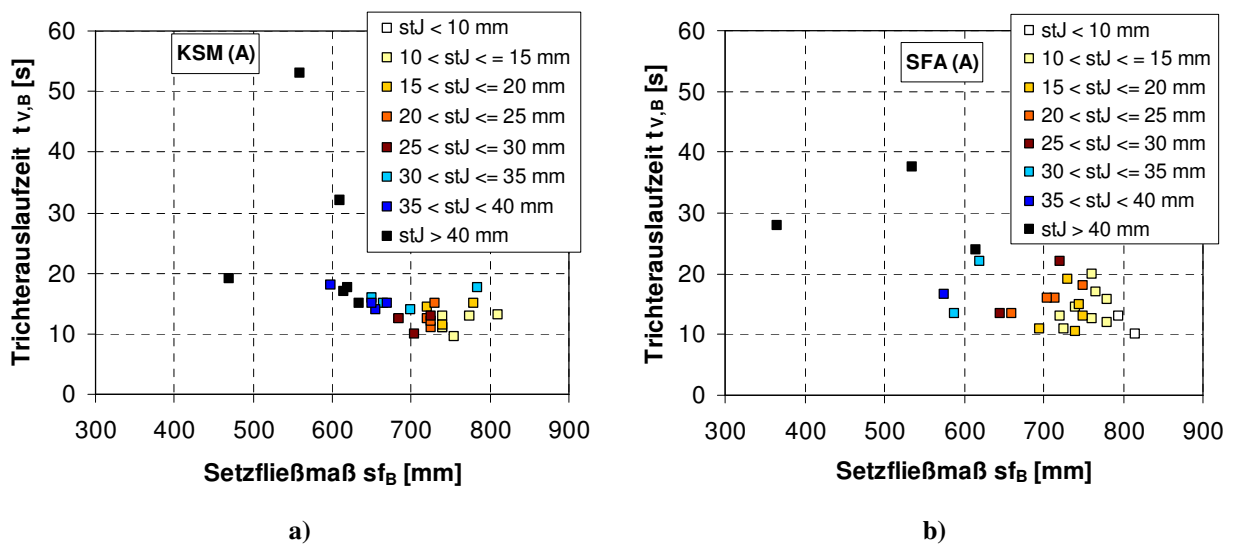


Bild 6.18: a) und b) Zusammenhang zwischen Setzfließmaß, Trichterauslaufzeit und Blockierneigung

Bild 6.19 zeigt für beide Füllertypen die Blockierneigung ausgedrückt durch den Höhenunterschied im Blockierringversuch st_J als Funktion der Modellparameter Leimschichtdicke d_{Leim} und

Leimauslaufzeit $t_{V,Leim}$. Bei konstanter Leimzähigkeit führt eine Erhöhung der Leimschichtdicke zu einer Verringerung der Blockierneigung. Auch bei geringeren Leimschichtdicken sind gering blockierende Betone zu erzielen, sofern die Leimzähigkeit ausreichend reduziert wird (Bild 6.19b). Die Wahrscheinlichkeit der Sedimentation nimmt jedoch zu (angedeutet durch „S“).

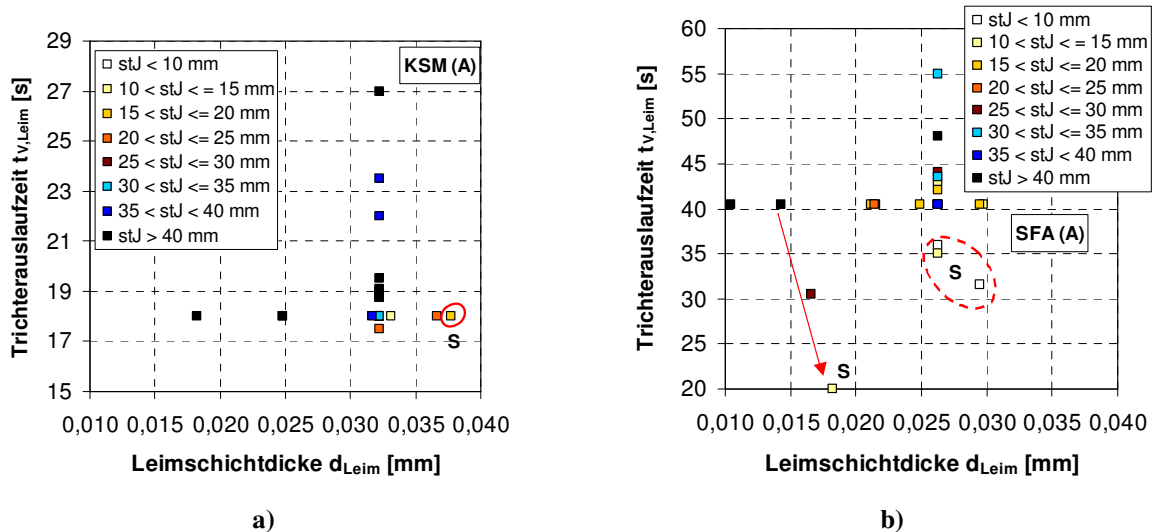


Bild 6.19: a) und b) Blockierneigung (Höhenunterschied st_J) als Funktion der Modellparameter Leimschichtdicke d_{Leim} und Trichterauslaufzeit $t_{V,Leim}$; „S“ = Sedimentation

Allerdings ist zu erwarten, dass bei zu geringen Leimzähigkeiten und zu großen Leimschichtdicken ebenfalls die Blockierneigung zunimmt, weil die Schleppkraft der flüssigen Phase nicht ausreicht, um gröbere Zuschlagkörner aus der Agglomeration im Bereich der vertikalen Stäbe herauszulösen, obwohl die Differenzgeschwindigkeit zwischen flüssiger und fester Phase relativ groß ist. Allgemein ist die Schleppkraft definiert als die Kraft, die vom Fluid auf ein Partikel ausgeübt wird (vgl. Abschnitt 4.5.2). Sie hängt also bei laminarer Strömung von der Strömungsgeschwindigkeit des umströmenden Fluids und von der Korngröße ab (Gl. (6.11)). Weil beim Nivellieren unter Schwerkraft die Fließgeschwindigkeit jedoch durch die plastische Viskosität des Betons vorgegeben ist, nimmt auch die Differenzgeschwindigkeit zwischen flüssiger und fester Phase ab, so dass trotz höherer Viskosität der flüssigen Phase die Schleppkraft zu gering ist. In Bild 6.19b) ist dieses Phänomen durch einen Pfeil gekennzeichnet: Bei zu geringer Leimschichtdicke ist die Korninteraktion so groß, dass die Fließbewegung des Betons stagniert (hohe Blockierneigung). Erst durch eine deutliche Reduktion der Viskosität des Leimes (geringere Leimauslaufzeit) kann die Fließgeschwindigkeit so weit erhöht werden, dass ein Blockieren der groben Gesteinskörnung ausbleibt. Damit verbunden ist jedoch ein Anstieg der Sedimentationsgefahr.

In der DAfStb-Richtlinie Selbstverdichtender Beton [DAFSTB, 2003] ist ein notwendiges Kriterium zur Beurteilung der Blockierneigung die Begrenzung der Setzfließmaßdifferenz Δsf_B auf 50 mm. Dabei wird das Setzfließmaß mit und ohne Blockierneigung verglichen. In Bild 6.20 sind die Setzfließmaße im Blockierneigungversuch $sf_{B,J}$ über den Setzfließmaßen im Setzfließversuch sf_B aufgetragen. In einer ersten groben Näherung kann das mittlere Setzfließmaß im Blockierneigungversuch $sf_{B,J}$ als Funktion des Setzfließmaßes sf_B durch ein Polynom dritten Grades beschrieben werden:

$$sf_{B,J} = -3 \cdot 10^{-6} sf_B^3 + 0,0078 sf_B^2 - 4,48 sf_B + 1037 \quad (6.39)$$

mit:

$sf_{B,J}$ [mm] Setzfließmaß im Blockierringversuch

sf_B [mm] Setzfließmaß im Setzfließversuch

Gl. (6.39) erfüllt dabei die Randbedingung $sf_{B,J} = sf_B$ für $sf_B = 300$, die durch den Blockierringdurchmesser von 300 mm vorgegeben ist. Das relative breite Streuband ist ein Merkmal der Betonzusammensetzung und damit der Blockierneigung; es wird aber auch durch den Einfluss des Rücksteifens zwischen Setzfließversuch und Blockierringversuch beeinflusst.

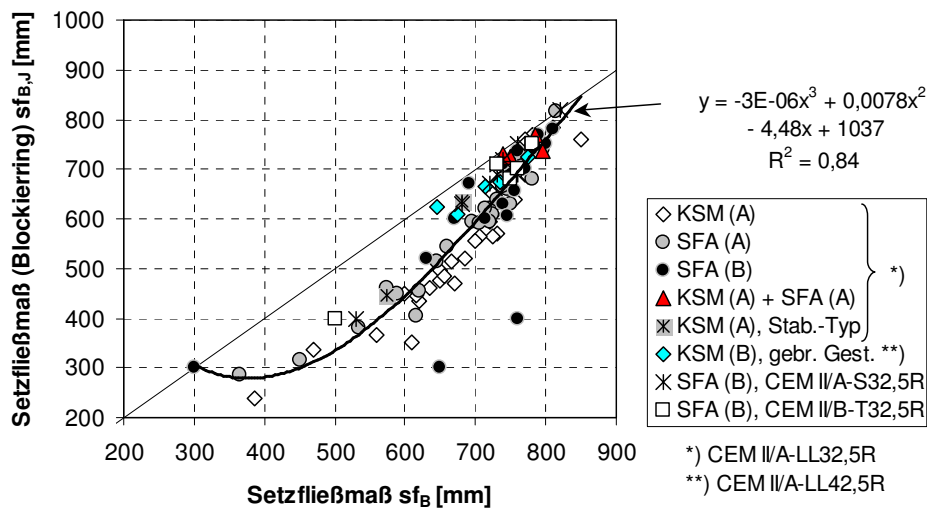


Bild 6.20: Setzfließmaß sf_B im Setzfließversuch über dem Setzfließmaß $sf_{B,J}$ im Blockierringversuch

Bild 6.21 zeigt den Höhenunterschied st_J über der Setzfließmaßdifferenz $\Delta sf_B = sf_B - sf_{B,J}$ aufgetragen. Erwartungsgemäß nimmt mit steigender Setzfließmaßdifferenz der Höhenunterschied zu, weil das Betonvolumen mit ca. 5,5 Litern konstant ist. Das relativ breite Streuband in Ordinatenrichtung zeigt jedoch, dass die Beurteilung der Blockierneigung anhand des Höhenunterschiedes dem Kriterium der Setzfließmaßdifferenz vorzuziehen ist. Insbesondere deshalb, weil Betone mit der Tendenz zur Entmischung einen erhöhten Grobkorngehalt innerhalb des Blockierrings aufweisen können bei gleichzeitig geringer Setzfließmaßdifferenz. Bei alleiniger Bewertung der Blockierneigung anhand des Höhenunterschiedes könnte der Setzfließversuch durch den Blockierringversuch ersetzt werden. Nachteilig ist jedoch, dass auch die Messung des Höhenunterschiedes größeren verfahrensbedingten Streuungen unterworfen ist (vgl. Abschnitt 4.1).

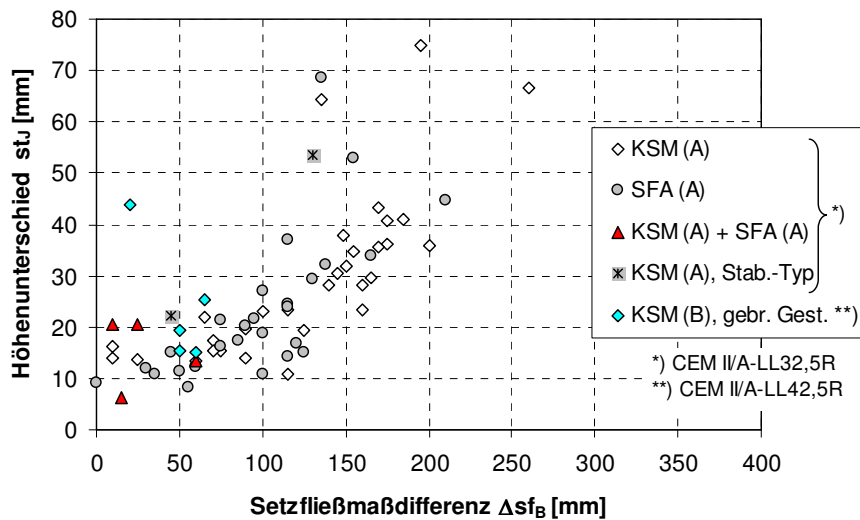


Bild 6.21: Höhenunterschied st_j über der Setzfließmaßdifferenz Δsf_B

6.4 Zusammenhang zwischen der Fließzeit und der plastischen Viskosität

Durch die Aufzeichnung der Fließzeiten bei den technologischen Standardverfahren Setzfließversuch, Blockierringversuch und Trichterauslaufversuch sollen unterschiedlich viskose Betone voneinander abgegrenzt werden. Für all diese Verfahren gilt, dass die Fließbewegung nur durch das Eigengewicht des Betons initiiert wird. Dabei fließen höher-viskose Betone langsamer als niedrig-viskose Betone. Die auftretenden Schergeschwindigkeiten hängen deshalb vom Versuchsaufbau (Geometrie) und -ablauf sowie von der Viskosität des Betons ab und ändern sich im Laufe der Versuchsdurchführung ständig. Sie unterscheiden sich dadurch von den konstanten Schergeschwindigkeiten im Rheometerversuch. Eine Abschätzung der Schergeschwindigkeiten verschiedener Standardverfahren enthält [WALLEVIK ET AL., 2004].

Trotz dieser grundlegenden Unterschiede wird im Folgenden untersucht, welche der Standardkennwerte auf die physikalischen Fließparameter Fließgrenze und plastische Viskosität zurückgeführt werden können. Zunächst wird die Fließzeit im Setzfließversuch betrachtet. TAKADA ET AL. [2001] berichten, dass die Fließzeit t_{500} auch von der Größe des Ausbreitkuchens abhängt, selbst wenn die Viskosität der betrachteten Betone gleich ist. Demnach würden bei gleicher Viskosität Betone mit einem größerem Setzfließmaß geringere Fließzeiten t_{500} aufweisen.

Bild 6.22 zeigt die Fließzeit t_{500} im Setzfließversuch über der plastischen Viskosität $\eta_{pl,HB}$ aufgetragen.

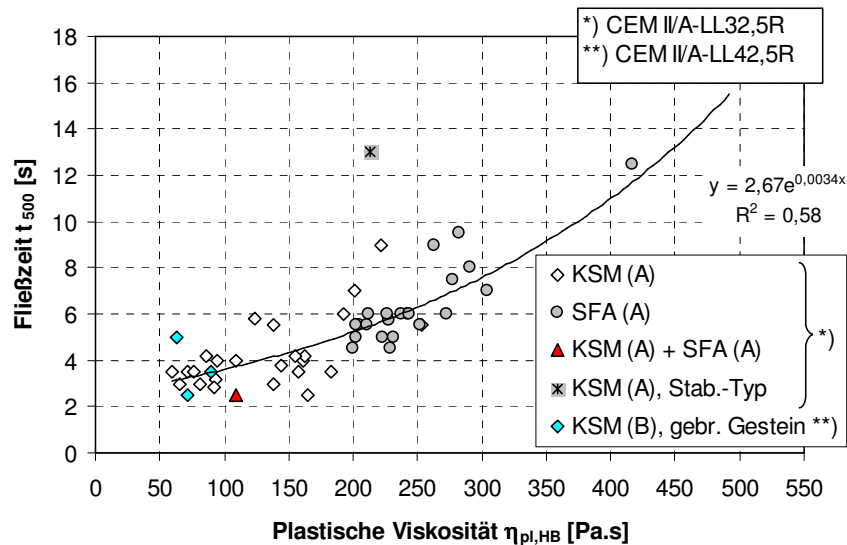


Bild 6.22: Fließzeit t_{500} im Setzfließversuch als Funktion der plastischen Viskosität $\eta_{pl,HB}$

Für die Fließzeit t_{500} im Setzfließversuch (Bild 6.22) kann für die Betone mit Ausnahme des Stabilisierertyps eine gemeinsame Beziehung in Form einer Exponentialfunktion nach Gl. (6.40) angegeben werden, ohne dass zwischen der Größe des Ausbreitkuchens unterschieden wird. Diese hat jedoch nur Gültigkeit im zwischen $50 \text{ Pa.s} < \eta_{pl,HB} < 400 \text{ Pa.s}$, weil insbesondere zu erwarten ist, dass für sehr geringe plastische Viskositäten eine Fließzeit wesentlich kleiner als $2,67 \text{ s}$ zu erwarten wäre, was dem Funktionswert für $\eta_{pl,HB} = 0$ entspräche. Der Bereich mit $\eta_{pl,HB} < 50 \text{ Pa.s}$ fällt ohnehin nicht in den Bereich von SVB.

$$t_{500} = 2,67 \cdot \exp(0,0034 \cdot \eta_{pl,HB}) \quad (6.40)$$

mit:

t_{500}	[s]	Fließzeit im Setzfließversuch
$\eta_{pl,HB}$	[Pa.s]	Plastische Viskosität des Betons

Mit Gl. (6.9) und Gl. (6.40) stehen nun zwei Beziehungen zur Verfügung, mit denen die Fließgrenze und die plastische Viskosität nur auf Basis des Setzfließversuches durch das Setzfließmaß sf_B und die Fließzeit t_{500} abgeschätzt werden können.

Bild 6.23 zeigt die Fließzeit $t_{500,J}$ im Blockieringversuch über der plastischen Viskosität $\eta_{pl,HB}$ aufgetragen. Wenn alle Betone gemeinsam betrachtet werden, kann ein tendenzieller Anstieg der Fließzeit mit steigender plastischer Viskosität beobachtet werden. Andererseits muss beachtet werden, dass die Fließzeit im Blockieringversuch auch ein Maß für die Blockierneigung ist. Insbesondere stark blockierende Betone können zu einer deutlichen Erhöhung der Fließzeit führen. Weil in Bild 6.23 sowohl schwach als auch stärker blockierende Betone enthalten sind, ist die Angabe einer Beziehung zwischen Fließzeit und plastischer Viskosität nicht möglich.

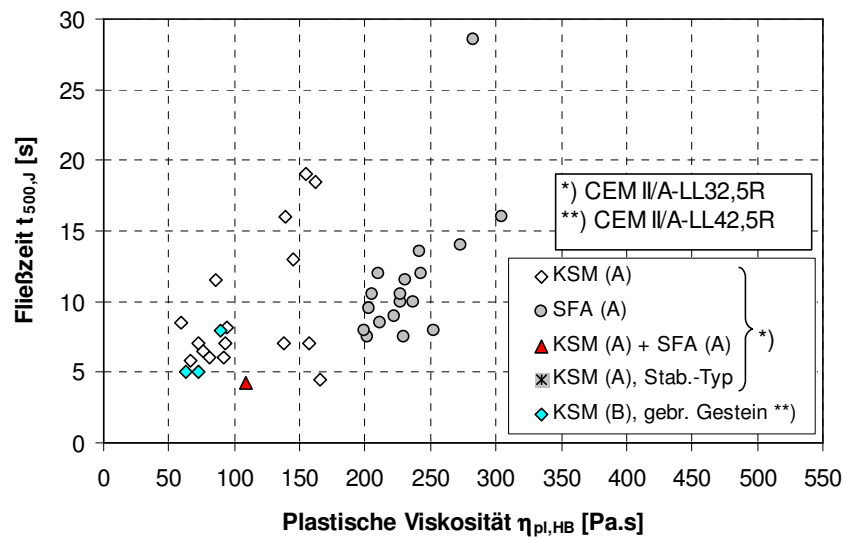


Bild 6.23: Fließzeit $t_{500,J}$ im Blockierringversuch als Funktion der plastischen Viskosität $\eta_{pl,HB}$

Beim Trichterauslaufversuch wird dem auslaufenden Beton durch die V-Form des Trichters ein Schergeschwindigkeitsgefälle aufgezwungen. Damit wäre prinzipiell zu erwarten, dass eine Beziehung zwischen plastischer Viskosität und Trichterauslaufzeit bestünde. Andererseits ist bekannt, dass die Trichterauslaufzeit auch durch die gegenseitige Behinderung von grober Gesteinskörnung im Bereich der Austrittsöffnung vergrößert werden kann [TANGTERMSIRIKUL ET AL., 2001]. Dies kann entweder durch eine dynamische Entmischung hervorgerufen werden, wenn ein zu geringer innerer Zusammenhalt zwischen den einzelnen Komponenten existiert. Oder ein zu großes Größtkorn bzw. ein zu hoher Grobkorngehalt kann zu einer gegenseitigen Behinderung beim Ausfließen führen, vgl. Bild 6.24a).

In Bild 6.24b) ist daher die Trichterauslaufzeit $t_{V,B}$ über der plastischen Viskosität $\eta_{pl,HB}$ aufgetragen. Die eingezeichneten Trendlinien zeigen, dass neben der plastischen Viskosität auch die Zusammensetzung der Betone eine Rolle spielt. Betone mit dem Füllertyp SFA weisen bei gleicher Trichterauslaufzeit eine höhere plastische Viskosität auf. Hierbei ist zu beachten, dass die Betone mit KSM höhere Grobkorngehalte aufweisen als die Betone mit SFA (vgl. Abschnitt 4.3.1). Damit können die höheren Trichterauslaufzeiten zum Teil auch auf die Sieblinie zurückzuführen sein.

Die Ergebnisse zeigen, dass der eigentliche Zweck dieser Prüfung, nämlich von der Trichterauslaufzeit auf die Viskosität des Betons zu schließen, nur bedingt erfüllt wird. Besser ist es, die Fließzeit t_{500} im Setzfließversuch heranzuziehen. Sie wird im Gegensatz zur Trichterauslaufzeit aufgrund der praktisch unbehinderten Ausbreitung des Betons nicht durch Blockiereffekte beeinflusst. Sie unterliegt jedoch insbesondere bei kleinen Fließzeiten größeren messtechnisch bedingten Einflüssen.

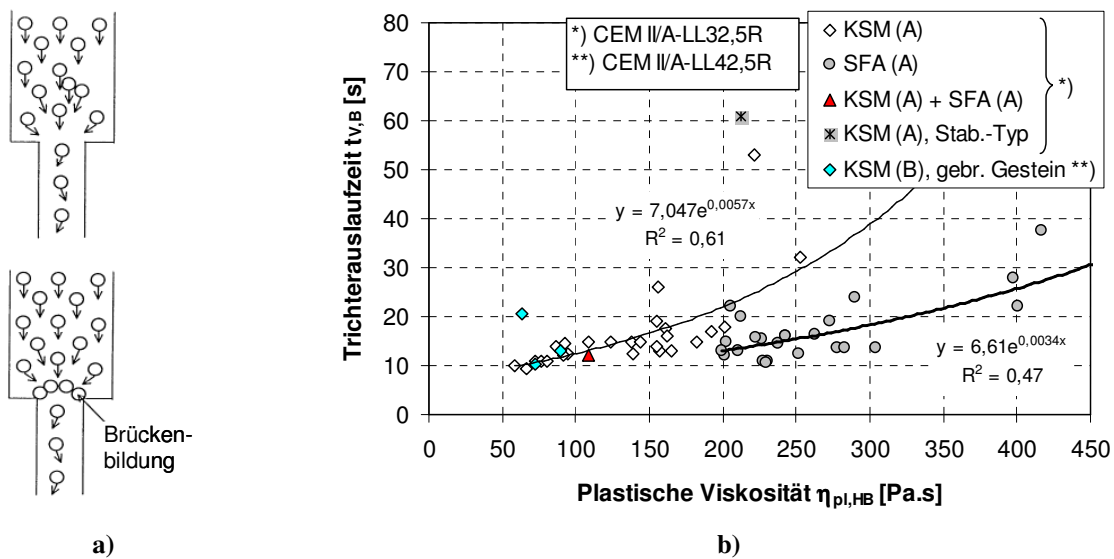


Bild 6.24: a) Gegenseitiges Behindern der groben Gesteinskörnung an Querschnittsverengungen [TANGTERMSIRIKUL ET AL., 2001]
 b) Trichterauslaufzeit $t_{v,B}$ als Funktion der plastischen Viskosität $\eta_{pl,HB}$

6.5 Beziehungen zwischen den Fließzeiten unterschiedlicher Versuche

Ebenso interessant ist die Frage, ob ein Zusammenhang zwischen der Fließzeit im Setzfließ- bzw. Blockierringversuch und der Trichterauslaufzeit besteht. Zu beachten ist jedoch der grundlegende Unterschied zwischen Setzfließversuch und Blockierringversuch. Abgesehen von der Reibung zwischen Ausbreitplatte und Beton ist im Setzfließversuch eine unbehinderte Betonausbreitung möglich, während im Blockierringversuch die Behinderung bereits durch die vertikalen Stäbe vorgegeben ist. Dadurch wird dem fließenden Beton zusätzlich zum vertikalen Schergeschwindigkeitsgefälle zwischen Betonoberfläche und Ausbreitplatte ein horizontales Schergeschwindigkeitsgefälle beim Hindurchfließen zwischen den Metallstäben aufgezwungen. In Verbindung mit den dabei auftretenden Blockiereffekten ist im Hinblick auf die Fließzeit die Vergleichbarkeit zwischen Trichterauslaufversuch und Blockierringversuch eher gegeben.

Tendenziell steigt zwar in Bild 6.25 und in Bild 6.26 die Trichterauslaufzeit mit der Fließzeit t_{500} bzw. $t_{500,J}$ an, die relativ großen Streuungen machen jedoch die Angabe einer verlässlichen Beziehung unmöglich. Mit verantwortlich dürfte auch ein unterschiedlicher Einfluss des Rücksteifens sein, insbesondere wenn unterschiedliche Bindemittel und Fließmittel miteinander verglichen werden.

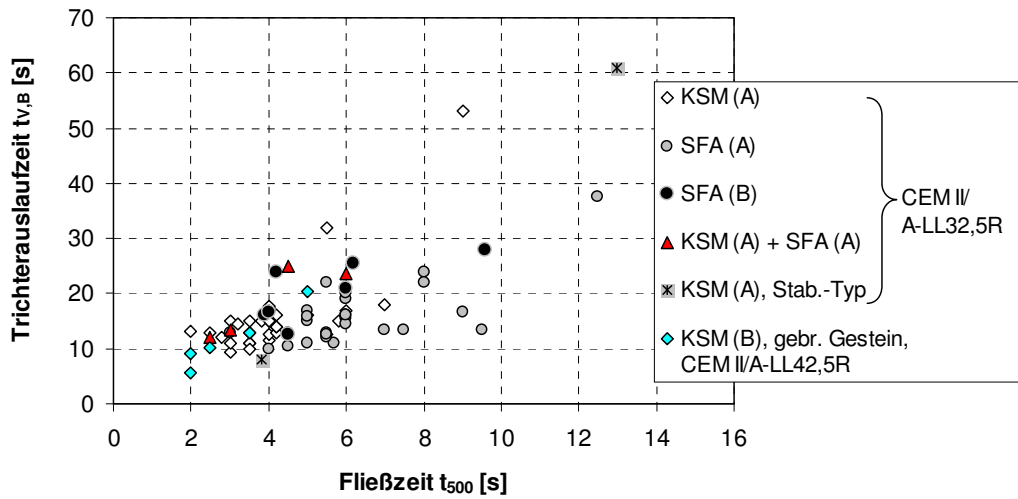


Bild 6.25: Trichterauslaufzeit $t_{v,B}$ als Funktion der Fließzeit t_{500} im Setzfließversuch

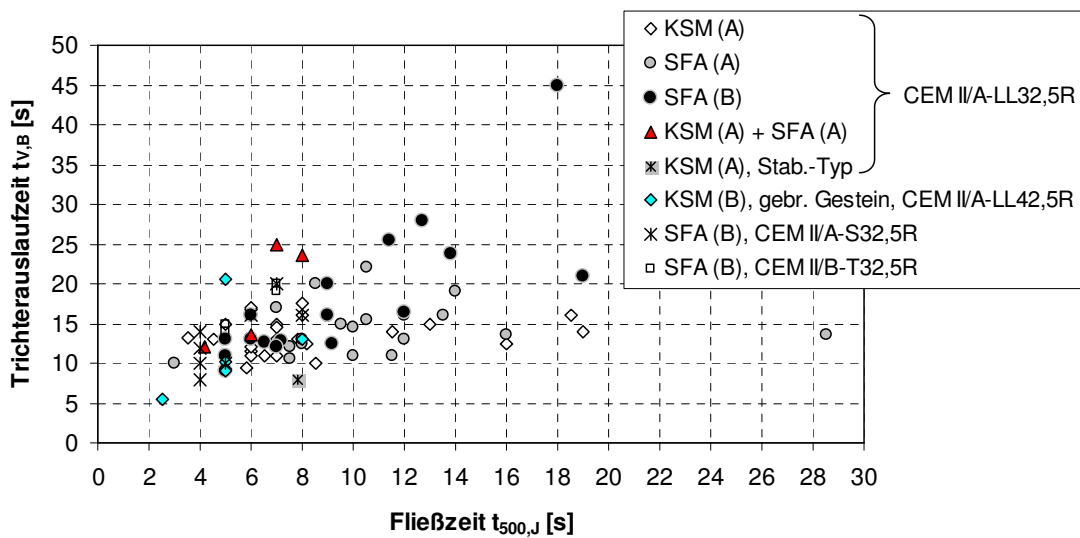


Bild 6.26: Trichterauslaufzeit $t_{v,B}$ als Funktion der Fließzeit $t_{500,J}$ im Blockieringversuch