

Hochfester Beton

High strength concrete

Übersicht

Hochfester Beton unterscheidet sich von normalfestem Beton durch die dichte und feste Zementstein- bzw. Mehlkornmatrix und den verbesserten Verbund zwischen Matrix und Gesteinskörnung. Deshalb zeigt der hochfeste Beton gegenüber Normalbeton eine Festigkeitssteigerung und es stellt sich ein weniger duktiler Last-Verformungsverhalten ein. Der niedrige Wasserzementwert der hochfesten Betone beeinflusst das Schwinden des Betons sowie die Wärmefreisetzung während der Hydratation und damit andere bautechnische Betoneigenschaften. Im Forschungsinstitut der Zementindustrie wurden die Auswirkungen des Erstarrens und des Erhärtens auf die Eigenschaften des hochfesten Betons untersucht. Besonders erfasst wurden dabei die Wirkungen auf das Betonverhalten bei Verformungsbehinderung im jungen Alter.

1 Einleitung

Im deutschen Regelwerk DIN EN 206-1/DIN 1045-2 gilt Beton einer Festigkeitsklasse von über C50/60 als hochfest. Hochfester Beton kann vor allem bei Druckgliedern technisch sinnvoll und wirtschaftlich vorteilhaft eingesetzt werden, da Druckbewehrung eingespart und der Bauteilquerschnitt vermindert werden kann. Insgesamt werden sich dem hochfesten Beton breite Einsatzmöglichkeiten eröffnen, nicht nur aufgrund seiner Festigkeit, sondern auch wegen seiner zahlreichen weiteren günstigen Eigenschaften im Hinblick auf hochwertige und dauerhafte Bauwerke, sofern diese Eigenschaften nicht z.B. durch Zwangrissbildung im jungen Alter beeinträchtigt werden.

2 Stand der Erkenntnisse

Hochfester Beton zeichnet sich durch eine feste und dichte Matrix sowie durch einen verbesserten Verbund in der Kontaktzone zwischen Matrix und Gesteinskörnung aus. Die erhöhte Festigkeit der Matrix wird durch einen niedrigen Wasserzementwert erzielt, ggf. zusätzlich durch die Zugabe von hohlraumfüllendem und pozzolanisch wirkendem Silikastaub (z.B. [1, 2]). Die Verbesserung des Verbunds zwischen der dichten Matrix und der Gesteinskörnung wird durch eine Gefügeverdichtung infolge der pozzolanischen Reaktion des Silikastaubs erzielt [3, 4]. Voraussetzungen für hochfeste Betone sind ein höherer Zementgehalt und die wasserarme Zusammensetzung der Matrix, die nur unter Zugabe leistungsfähiger Fließmittel in eine verarbeitungsfähige Konsistenz gebracht werden kann (z.B. [2, 5]).

Der Erstarrungs- und Erhärtungsverlauf des hochfesten Betons ist im Unterschied zu normalfestem Beton dadurch gekennzeichnet, dass eine vollständige Hydratation des Zements beim üblicherweise niedrigen Wasserzementwert nicht erzielt wird. Dies hat Auswirkungen auf alle von der Hydratation abhängigen Vorgänge: Die Volumenänderungen, die Festigkeitsentwicklung und die Entstehung von Hydrationswärme [6].

Infolge der chemischen Reaktion zwischen Anmachwasser und Zement verringert sich während der Hydratation das Ausgangsvolumen des Leims. Dieses Schrumpfen wird als chemisches Schwinden bezeichnet. Es erreicht beim PZ-Klinker bei einem w/z-Wert von $> rd. 0,40$ einen Höchstwert von rd. 8 Vol.-%. Bei konservierender Lagerung ohne Wasserzufuhr von außen führt das

Abstract

High strength concrete differs from normal strength concrete in its strong and dense hardened cement paste matrix and fines matrix and the improved bond between matrix and aggregate. High strength concrete therefore has a greater increase in strength than normal strength concrete and a less ductile deformation behaviour under load. The low water cement ratio of high strength concretes affects the shrinkage of the concrete as well as the release of heat during hydration, and therefore also affects other structural concrete properties. The effects of setting and hardening on the properties of high strength concrete were investigated at the Research Institute of the Cement Industry. Particular attention was paid to the effect on the behaviour of concrete when young concrete is restrained during deformation.

1 Introduction

Concrete of strength class higher than C50/60 counts as high strength concrete in the German DIN EN 206-1/DIN 1045-2 regulations. The use of high strength concrete is in particular technically appropriate and cost-effective in compression elements, as this saves compression reinforcement and the component cross-section can be reduced. A wide range of possible applications for high strength concrete will be opened, not only because of its strength but also because of its numerous other favourable properties in respect of high-grade and durable structures, provided these properties are not adversely affected at a young age, e.g. by cracking due to constraint.

2 Current understanding

High strength concrete is characterized by its strong and dense matrix and by an improved bond in the contact zone between matrix and aggregate. The increased strength of the matrix is achieved by a low water/cement ratio, and possibly also by the addition of silica fume which fills voids and has a pozzolanic action (e.g. [1, 2]). The improvement in the bond between the dense matrix and the aggregate is achieved through densification of the microstructure as a result of the pozzolanic reaction of the silica fume [3, 4]. The basic requirements for high strength concretes are a high cement content and a low-water composition of the matrix which can only be brought to a workable consistency by the addition of efficient plasticizers (e.g. [2, 5]).

The setting and hardening behaviour of high strength concrete is characterized by the fact that, in contrast to normal strength concrete, the cement does not achieve complete hydration due to the normally low water/cement ratio. This affects all the processes which are dependent on the hydration – the changes in volume, the strength development and the generation of heat of hydration [6].

The initial volume of the paste is reduced during the hydration as a result of the chemical reaction between mixing water and cement. This contraction is known as chemical shrinkage. With Portland cement clinker it reaches a maximum value of about 8 vol.% at a water/cement ratio above about 0.40. During preserving storage without supply of water from outside the chemical shrinkage at low water/cement ratios (< 0.50) leads to a decrease in the relative moisture internally (self-drying) with the generation of a negative

chemische Schwinden bei niedrigen w/z-Werten (< 0,50) zu einer Abnahme der relativen Feuchte im Inneren (Selbstaustrocknung) mit Entstehung eines Unterdrucks in den sich während der Hydratation bildenden Poren. Die sich in den ganz oder teilweise austrockneten Poren aufbauende kapillare Randspannung bewirkt eine äußere Volumenänderung des Probekörpers, die als autogenes Schwinden bekannt ist [7, 8] und die in der linearen Auswirkung als Schrumpfdehnung bezeichnet wird [9]. Beim hochfesten Beton erfolgt die zum Schwinden erforderliche Feuchteabnahme infolge einer inneren Selbsttrocknung, die durch die Hydratation des Zements stattfindet und die mit der Festigkeitsentwicklung verknüpft ist. Umgebungsbedingte Austrocknungsvorgänge haben deshalb einen geringeren Einfluss auf das gesamte Schwinden des hochfesten Betons [10, 11].

Der zeitabhängige Verlauf des Schwindens wird stets durch einen Austrocknungsvorgang verursacht, sei es durch Selbsttrocknung (autogenes Schwinden) oder durch Austrocknung nach außen (Trocknungsschwinden). Während bei hygri-sch konservierenden Lagerungsbedingungen nur das autogene Schwinden erfasst wird, wird beim Austrocknungsschwinden das gesamte Schwinden gemessen, das den Teil des autogenen Schwindens enthält. Da bereits unmittelbar nach dem Ansteifen messbare Volumenänderungen festgestellt werden [7, 12, 13], muss das autogene Schwinden vom Alter weniger Stunden an erfasst werden. Andernfalls wäre das im Labor ermittelte Schwindmaß zu klein und nicht auf das Bauteilverhalten übertragbar.

Wegen der niedrigen w/z-Werte ist beim hochfesten Beton eine annähernd vollständige Hydratation nicht möglich. Damit wird die Wärmeenthalpie des Zements nur begrenzt freigesetzt. Dennoch ist wegen des i.d.R. hohen Zementgehalts in den ersten Tagen eine gegenüber dem normalfesten Beton erhöhte Hydratationswärmeentwicklung gegeben. Diese erhöht das Risiko einer frühen Rissbildung, wenn die Bauteilverkürzungen beim Abfließen der Hydratationswärme teilweise oder ganz behindert werden. Darüber hinaus kann die Verformung während der Abkühlungsphase durch das autogene Schwinden schneller zunehmen. Versuche zur Zwangbeanspruchung von hochfesten Betonen zeigen, dass bei niedrigem w/z-Wert ein frühzeitiges Versagen des Probekörpers eintritt [14, 15].

3 Forschungsziel

Im Forschungsinstitut der Zementindustrie wurden Untersuchungen zu den Auswirkungen des Erstarrens und Erhärtens auf die Eigenschaften der hochfesten Betone und insbesondere auf das Verhalten bei Verformungsbehinderung im jungen Alter

pressure in the pores which form during hydration. The peripheral capillary stress which builds up in the partially or entirely dried-out pores causes an external volume change of the test piece, known as autogenous shrinkage [7, 8], the linear effect of which is known as autogenous shrinkage strain [9]. In high strength concrete the decrease in moisture that causes the shrinkage occurs as a result of internal self-drying, which takes place through the hydration of the cement and is linked with the strength development. Drying phenomena caused by the environment therefore have smaller influence on the overall shrinkage of high strength concrete [10, 11].

The behaviour with time of the shrinkage is always caused by a drying process, whether it is by self-drying (autogenous shrinkage) or by drying to the surroundings (drying shrinkage). Measurements under storage conditions which prevent loss or gain of moisture only measure the autogenous shrinkage, but during drying shrinkage the total shrinkage is measured which includes the contribution from autogenous shrinkage. Measurable volume changes can be identified immediately after the stiffening [7, 12, 13] so the autogenous shrinkage must be measured from an age of a few hours. Otherwise, the degree of shrinkage determined in the laboratory would be too small and not applicable to the behaviour of components.

Virtually complete hydration is not possible with high strength concrete because of the low water/cement ratios. This means that only a limited amount of the thermal enthalpy of the cement is released. In spite of this, more heat of hydration is developed in the first few days than with normal strength concrete because of the usually high cement content. This increases the risk of early cracking if the shortening of the component during the dissipation of the heat of hydration is partially or fully restricted. The deformation during the cooling phase can also increase more rapidly due to the autogenous shrinkage. Measurements of stress under constraint for high strength concretes shows that premature failure of the test piece occurs at low water/cement ratios [14, 15].

3 Research objective

The Research Institute of the Cement Industry carried out investigations into the effects of setting and hardening on the properties of high strength concretes, and in particular on the behaviour with restrained deformation at a young age. The shrinkage (in particular the autogenous shrinkage) as well as the release of heat of hydration and the associated strength development were investigated. The behaviour of high strength concrete during restrained deformation (constraint) at a young age was also determined because it is possible that the constraint stress can lead to uncontrolled crack-

Tafel 1: Zusammensetzung der Betone

Table 1: Concrete composition

Beton Concrete	Zement Cement	Zement Cement (z) kg/m ³	Silikastaub Silica fume (s) kg/m ³	Wasser Water (w) kg/m ³	FM/(z+s) ¹⁾ M.-%	w/(z + s) -	Leimgehalt Paste content l/m ³	
BO50	CEM I 42,5 R	330	0	166	0,5	0,50	272	
	CEM I 52,5 R						272	
	CEM III/A 42,5 R						276	
BO35	CEM I 42,5 R	50	0	161	1,5	0,36	306	
		S8	406	33	160	2,5	0,37	306
BO30	CEM I 42,5 R	496	0	156	2,5	0,32	316	
	CEM I 52,5 R						316	
	CEM III/A 42,5 R						322	
	S8	450	36	153	2,5	0,32	314	
							CEM I 52,5 R	314
							CEM III/A 42,5 R	319
BO25	CEM I 42,5 R	S0	0	164	4,5	0,28	354	
		S8	530	42	165	6,5	0,28	355

¹⁾ FM: Fließmittel / Superplasticizer

Tafel 2: Frisch- und Festbetoneigenschaften der Betone
Table 2: Properties of fresh and hardened concrete

Beton Concrete		Zement Cement	Ausbreitmaß Flow-table spread		LP-Gehalt Air voids	Dichte des Frischbetons Density of the fresh concrete	Würfeldruckfestigkeit im Alter von Cube compressive strength at age of		
			a ₁₀	a ₄₅			2 d	7 d	28 d
			cm		Vol.-%	g/cm ³	N/mm ²		
BO50		CEM I 42,5 R	40	39	2,6	2,36	32	44	55
		CEM I 52,5 R	46	44	1,8	2,36	40	55	69
		CEM III/A 42,5 R	43	38	2,4	2,39	21	33	56
BO35	S0	CEM I 42,5 R	55	43	2,0	2,42	60	70	88
	S8		59	49	0,9	2,42	58	74	102
BO30	S0	CEM I 42,5 R	58	35	1,3	2,42	67	74	94
		CEM I 52,5 R	67	45	0,6	2,43	79	88	106
		CEM III/A 42,5 R	61	41	0,9	2,44	45	63	89
	S8	CEM I 42,5 R	68	52	1,6	2,42	65	80	103
		CEM I 52,5 R	64	62	0,9	2,41	82	91	113
		CEM III/A 42,5 R	58	51	1,8	2,45	46	66	98
BO25	S0	CEM I 42,5 R	69	43	1,1	2,40	64	75	94
	S8		69	61	1,6	2,41	69	84	107

durchgeführt. Dabei wurde das Schwinden (insbesondere das autogene Schwinden) sowie die Hydratationswärmefreisetzung und die damit verbundene Festigkeitsentwicklung untersucht. Außerdem wurde das Verhalten des hochfesten Betons bei Verformungsbehinderung (Zwang) im jungen Alter ermittelt, da ggf. die Zwangbeanspruchung zu einer unkontrollierten Rissbildung in Betonbauteilen aus hochfestem Beton führen kann. Ziel der Untersuchung bestand darin, die genannten Eigenschaften des hochfesten Betons im Hinblick auf hochwertige und dauerhafte Bauwerke zu untersuchen, um solchen Betonen breite Einsatzmöglichkeiten zu eröffnen.

4 Ausgangsstoffe, Zusammensetzung, Frisch- und Festbetoneigenschaften

Für die Herstellung der Betone wurden drei verschiedene Zemente (CEM I 42,5 R, CEM I 52,5 R und CEM III/A 42,5 R) sowie Rheinkiesand der Sieblinie A16/B16 eingesetzt. Die Silikastaub-suspension hatte eine Dichte von 1,40 g/cm³ mit einem Feststoffgehalt von 50,7 M.-% und einer Feststoffdichte von 2,09 g/cm³. Zudem wurde ein handelsübliches Fließmittel auf Naphthalin-sulfonatbasis mit einer Dichte von 1,10 g/cm³ und einem Wassergehalt von 60,0 M.-% eingesetzt. Das Zugabewasser wurde dem Düsseldorfer Leitungsnetz entnommen. Der Zementgehalt wurde zwischen 406 kg/m³ und 590 kg/m³ variiert, der Silikastaubgehalt zwischen 0 und 8 M.-% v.z. und der äquivalente Wasserzementwert zwischen 0,28 und 0,37. Zum Vergleich wurde ein normal-fester Beton mit einem Wasserzementwert von 0,50 und einem Zementgehalt von 330 kg/m³ in die Untersuchungen einbezogen. Die Zusammensetzung der Betone ist in Tafel 1 angegeben. Die Rezeptur der Betone wurde so gewählt, dass Festigkeiten von bis zu 113 N/mm² im Alter von 28 d erreicht wurden. Alle Betone besaßen eine praxisgerecht verarbeitbare Konsistenz. Die Frisch- und Festbetoneigenschaften sind in Tafel 2 zusammengestellt.

5 Prüfverfahren

5.1 Schwinden

Zur Ermittlung des autogenen Schwindens und seiner zeitlichen Entwicklung im frühen Alter wurde die in Bild 1 dargestellte Prüfapparatur konstruiert. Die Abmessungen der Probekörper betragen 75 mm x 75 mm x 500 mm. Die Versuchseinrichtung besteht aus zwei seitlichen Stahlprofilen, die zusammen mit zwei Endplatten aus Stahl auf einer Grundplatte befestigt sind. Damit wird ein Rahmen als Schalung für die Betonprobe gebildet. Bei der Herstellung der Probekörper wird ein kraftschlüssiger Verbund zwischen Probekörper und den Endplatten hergestellt. Eine Filz- und eine Kunststoffolie auf der Grundplatte gewährleisten

ing in concrete components made from high strength concrete. The aim of the investigation was to examine the above-mentioned properties of the high strength concrete with respect to high-grade and durable structures in order to widen the possible applications for such concretes.

4 Constituents, composition, fresh and hardened concrete properties

The concretes were produced using three different cements (CEM I 42,5 R, CEM I 52,5 R and CEM III/A 42,5 R) and coarse Rhine sand with the A16/B16 grading curve. The silica fume slurry had a density of 1.40 g/cm³ with a solids content of 50.7 wt.% and a solids density of 2.09 g/cm³. A normal commercial plasticizer based on naphthalene sulfonate with a density of 1.10 g/cm³ and a water content of 60.0 wt.% was also used. The mixing water was taken from the Düsseldorf mains supply. The cement content was varied between 406 kg/m³ and 590 kg/m³, the silica fume content between 0 and 8 wt.% relative to the cement, and the equivalent water/cement ratio between 0.28 and 0.37. A normal strength concrete with a water/cement ratio of 0.50 and a cement content of 330 kg/m³ was included in the investigations for comparison. The compositions of the concretes are given in Table 1. The mix formulations for the concretes were chosen so that strengths of up to 113 N/mm² were achieved at 28 d. All concretes had consistencies which were workable under practical conditions. The fresh and hardened concrete properties are summarized in Table 2.

5 Test methods

5.1 Shrinkage

The test apparatus shown in Figure 1 was designed for determining the autogenous shrinkage and its development with time at an early age. The test pieces had dimensions of 75 mm x 75 mm x 500 mm. The test equipment consists of two steel profiles at the sides which, together with two steel end plates, are fastened to a base plate. This forms a framework that acts as a mould for the concrete sample. During the production of the test piece an adhesive bond is formed between the test piece and the end plates. A layer of felt and a plastic film on the base plate ensure low-friction support of the test piece in this mould. The test piece is prevented from drying out by preserving storage in special steel foil. One of the end surfaces of the sample is free to move. The change in length of the test piece was measured continuously without contact directly after the start of hardening using an opto-electronic transmitter ("Laserdistanzometer") installed on the base plate of the mould.

After the test piece had been removed from the test equipment the shrinkage measurement was continued with a stress-probing



Bild 1: Versuchseinrichtung zur Ermittlung des autogenen Schwindens
Figure 1: Autogeneous shrinkage – Test set-up

eine reibungsarme Lagerung der Prüfkörper in dieser Schalung. Die Austrocknung der Probekörper wurde durch konservierende Lagerung in Edelstahlfolie verhindert. Eine der Endflächen der Probe ist frei verschiebbar. Die Längenänderung des Probekörpers wurde berührungslos und kontinuierlich unmittelbar nach Erhärtungsbeginn erfasst. Dafür wurde ein optoelektronischer Sender („Laserdistanzometer“), der auf der Grundplatte der Form eingebaut ist, eingesetzt.

Nach dem Ausbau des Probekörpers aus der Versuchseinrichtung wurde die Schwindmessung mit dem Setzdehnungsmesser fortgesetzt. Dafür wurden Messmarken im Abstand von 400 mm an der Oberfläche der Prüfkörper angebracht. Im Alter von 105 Tagen wurde der Prüfkörper nach Entfernung der Edelstahlfolie bei 20 °C und 65 % r.F. gelagert und die Schwindmessung fortgesetzt.

5.2 Hydratationswärmefreisetzung und Festigkeitsentwicklung

Die Hydratationswärme und die Druckfestigkeit im frühem Alter der Betone wurden unter teiladiabatischen Bedingungen ermittelt. Die Prüfverfahren sind in [16] ausführlich beschrieben. Für diese Versuche wurden zylindrische Betonprüfkörper (Durchmesser 100 mm, Höhe 200 mm) hergestellt und in einem handelsüblichen Thermosgefäß gelagert. Dabei wurde der Temperaturgang des Probekörpers erfasst (s. Bild 2). In den gleichen Gefäßen, die für die Messung der Wärmefreisetzung eingesetzt wurden, wurden auch die zylindrischen Prüfkörper für die Festigkeitsbestimmung gelagert. Diese Vorgehensweise erlaubt es, entsprechende Prüfungen auch bei jeweils unterschiedlichen Frischbeton- und



Bild 2: Hydratationswärmebestimmung
Figure 2: Heat of Hydration – Test set-up



extensometer, using test marks made 400 mm apart on the surface of the test piece. After 105 days the test piece was removed from the special steel foil and stored at 20 °C and 65 % r.h., and the shrinkage measurements were continued.

5.2 Release of heat of hydration and development of strength

The heats of hydration and the compressive strengths of the concretes at an early age were determined under semi-adiabatic conditions. The test methods are described in detail in [16]. Cylindrical concrete test pieces (diameter 100 mm, height 200 mm) were produced for these trials and stored in a normal commercial thermos flask, during which the temperature behaviour pattern of the test piece was recorded (see Figure 2). The cylindrical test pieces for determining the compressive strength were also stored in the same containers that were used for measuring the release of heat. This procedure made it possible to carry out the corresponding tests at different fresh concrete and ambient temperatures, which is an advantage for practical construction suitability tests [17, 18]. The measurement started directly after the mixing and was carried out for 7 days.

5.3 Behaviour under constraint stress

The behaviour of concrete beams under conditions of restrained deformation during hydration-induced heating and cooling with simultaneous autogenous shrinkage was investigated in a temperature-stress test machine under conditions which prevent loss or gain of moisture (see Figure 3). This is a horizontal electromechanical compression-tension test machine with temperature controlled mould and non-contact deformation measurement in which the stresses and deformation in a concrete beam can be determined from the moment when the concrete sets. Any required deformation restraint and any required temperature behaviour pattern can be input through the control and data acquisition computer. The behaviour of normal concrete under these test conditions has been described in detail in [17, 19, 20].

6 Test results

6.1 Shrinkage

A decreasing equivalent water/cement ratio generally leads to an increase in autogenous shrinkage. The autogenous shrinkage is practically unchanged by the use of silica fume (Figure 4).

The autogenous shrinkage of high strength concretes reaches values of between 0.10 mm/m and 0.25 mm/m after about 6 days and of between 0.20 mm/m and 0.40 mm/m at 100 days. Normal strength concrete exhibits significantly lower values and after 100 days it only reaches about 0.10 mm/m. Figures 5 and 6 show the behaviour with time of the shrinkage of normal concrete

Umgebungstemperaturen durchzuführen, was für baupraktische Eignungsprüfungen von Vorteil ist [17, 18]. Die Messung begann unmittelbar nach dem Mischen und wurde 7 Tage lang durchgeführt.

5.3 Verhalten unter Zwangbeanspruchung

Das Verhalten von verformungsbehindert gelagerten Betonbalken unter hydratationsbedingter Erwärmung und Abkühlung bei gleichzeitigem autogenen Schwinden wurde in einer Temperatur-Spannungs-Prüfmaschine unter hygrisch konservierenden Bedingungen untersucht (s. Bild 3). Es handelt sich dabei um eine liegende elektromechanische Druck-Zug-Prüfmaschine mit temperaturkontrollierter Schalung und berührungsloser Verformungsmessung, in der ab dem Erstarren Spannungen und Verformungen eines Betonbalkens ermittelt werden können. Über die Regelungs- und Datenerfassungsrechner kann eine beliebige Verformungsbehinderung und ein beliebiger Temperaturgang vorgegeben werden. Das Verhalten von Normalbeton unter diesen Prüfbedingungen wurde ausführlich in [17, 19, 20] beschrieben.

6 Versuchsergebnisse

6.1 Schwinden

Ein abnehmender äquivalenter w/z-Wert führt allgemein zu einer Zunahme des autogenen Schwindens. Durch den Einsatz von Silikastaub wurde das autogene Schwinden praktisch nicht verändert (Bild 4).

Das autogene Schwinden hochfester Betone erreicht im Alter von rd. 6 Tagen Werte zwischen 0,10 mm/m und 0,25 mm/m und im Alter von 100 Tagen zwischen 0,20 mm/m und 0,40 mm/m. Der normalfeste Beton weist deutlich niedrigere Werte auf und erreicht erst nach 100 Tagen rd. 0,10 mm/m. Die Bilder 5 und 6 zeigen den zeitlichen Verlauf des Schwindens des Normalbetons mit einem w/z-Wert von 0,50 und eines hochfesten Betons mit einem w/z-Wert von 0,28. Während bei dem Normalbeton nur rd. 20 % des Gesamtschwindens als autogenes Schwinden während der Hydratation des Zements innerhalb der ersten Tage auftrat, betrug dieser Anteil beim hochfesten Beton rd. 60 %. Obwohl die Zementgehalte der hochfesten und normalfesten Betone sehr unterschiedlich sind – 590 kg/m³ im Vergleich zu 330 kg/m³ – ist nur eine geringfügig größere Menge des Zements im zementreicheren hochfesten Beton bis zum Ende der konservierenden Lagerung hydratisiert. Wegen der geringeren Anmachwassermenge bei einem w/z-Wert von 0,28 und der Selbst austrocknung während der Hydratation findet bei hochfesten Betonen nur noch eine geringere Austrocknung im Anschluss an die konservierende Lagerung statt. Das Gesamtschwinden des hochfesten Betons lag i.d.R. immer etwas über dem Vergleichswert des Normalbetons (Bilder 5 und 6). Dies kann durch die bereits im jungen Alter zeitgleich mit der Gefügeentwicklung des hochfesten Betons wirkenden inneren, das autogene Schwinden verursachenden Kapillarspannungen erklärt werden [21, 22].

Für Betone mit Silikastaub ergab sich wegen der etwas höheren Matrixfestigkeit ein geringfügig kleineres Gesamtschwinden als für Betone ohne Silikastaub (s. Bild 6). Betone mit Zementen der Festigkeitsklasse CEM I 52,5 R wiesen ein etwas größeres autogenes Schwinden als Betone mit Zementen CEM I 42,5 R auf, das Gesamtschwinden war jedoch wegen der höheren Festigkeit der Matrix etwas geringer.

Einen erheblichen Einfluss auf das Schwinden übt das Volumen der Matrix aus [23]. Dies wird auch durch die Versuche an hochfesten Betonen bestätigt. Bild 7 zeigt das



Bild 3: Temperatur-Spannungsprüfmaschine

Figure 3: Temperature-Stress testing machine – Test set-up

with a water/cement ratio of 0.50 and of a high strength concrete with a water/cement ratio of 0.28. With the normal concrete only about 20 % of the total shrinkage occurred as autogenous shrinkage during the hydration of the cement within the first few days, but with high strength concrete this proportion was about 60 %. Although the cement contents of high strength and normal strength concretes are very different – 590 kg/m³ compared with 330 kg/m³ – only a very slightly larger quantity of the cement in the high strength concrete, with its higher cement content, is hydrated by the end of the protective storage. Because of the smaller quantity of mixing water at a water/cement ratio 0.28 and the self-drying during hydration only a small amount of drying out still takes place in high strength concretes at the conclusion of the protective storage. As a rule, the total shrinkage of the high strength concrete was always somewhat higher than the comparable value for the normal concrete (Figures 5 and 6). This can be explained by the internal capillary stresses which cause the autogenous shrinkage and takes place simultaneously with the development of the microstructure of the high strength concrete at a young age [21, 22].

For concretes made with silica fume there was a slightly smaller total shrinkage than with concretes without silica fume (see Figure 6) because of the somewhat higher matrix strength. Concretes made with cements of the CEM I 52,5 R strength class exhibited somewhat greater autogenous shrinkage than concretes made with CEM I 42,5 R cements, but the total shrinkage was somewhat smaller because of the greater strength of the matrix.

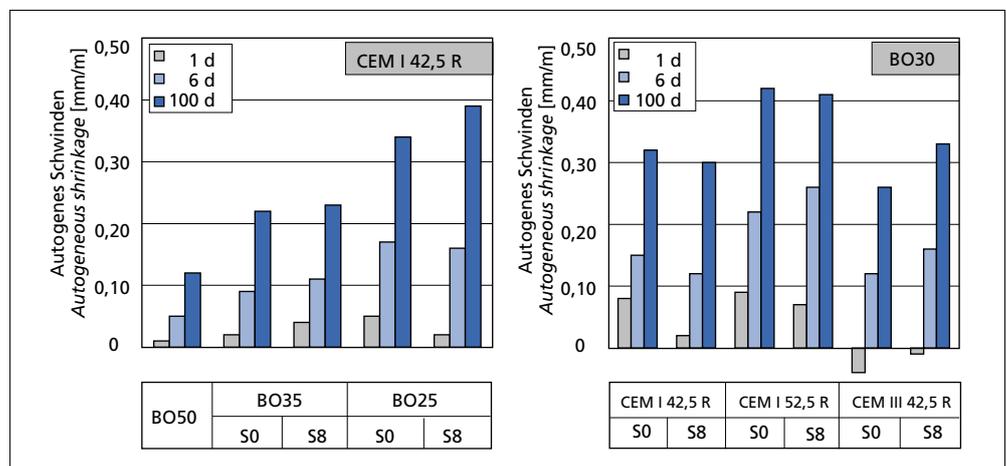


Bild 4: Autogenes Schwinden von Normalbeton und normalhochfestem Beton in Abhängigkeit vom Alter
Figure 4: Autogenous shrinkage of normal and high strength concrete as a function of age

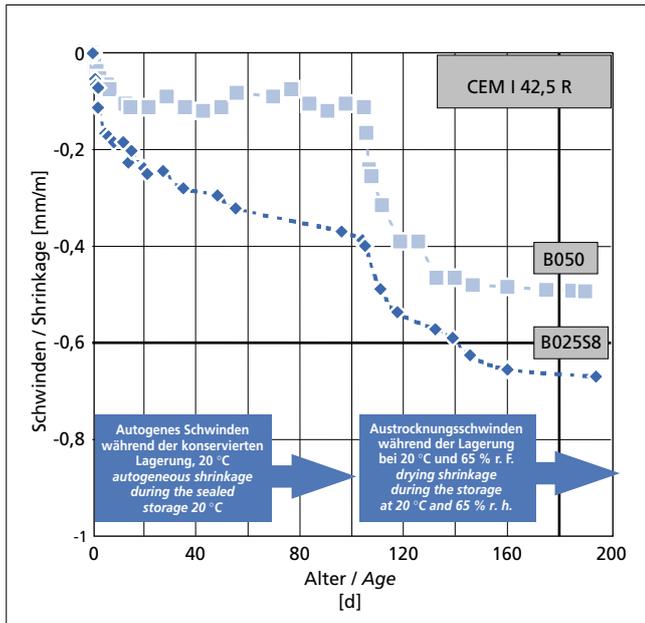


Bild 5: Schwinden von Normalbeton und hochfestem Beton
Figure 5: Shrinkage of normal and high strength concrete

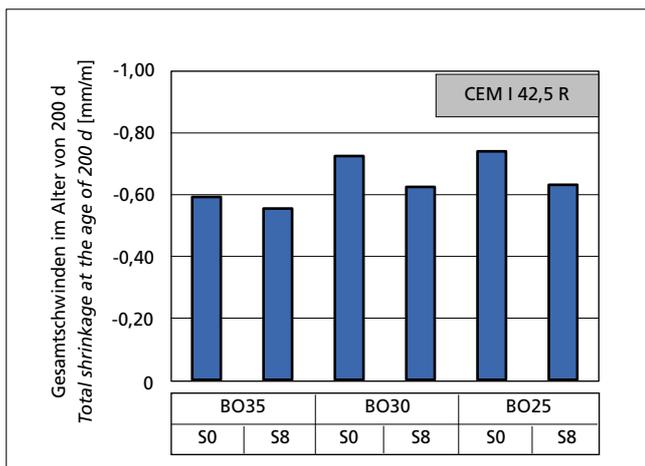


Bild 6: Gesamtschwinden von hochfestem Beton (Austrocknung ab einem Alter von 105 d bei 20 °C und 65 % r.F.)
Figure 6: Total shrinkage of high strength concrete (Drying conditions 20 °C and 65 % r.h. beginning at 105 d)

autogene Schwinden von hochfesten Betonen nach 6 Tagen und nach 100 Tagen in Abhängigkeit vom Volumen der Matrix. Die Zunahme des autogenen Schwindens betrug nach 100 Tagen bei einer Erhöhung des Volumens der Matrix von 300 l/m³ auf 360 l/m³ rd. 0,13 mm/m, d.h. rd. 60 %.

Das autogene Schwinden erfasst den Gesamtquerschnitt weitgehend gleichförmig, während das Trocknungsschwinden entsprechend der sich einstellenden Feuchtgradienten in den Randzonen eines Querschnitts stärker ausgeprägt ist. Dies ist für die Praxis von Bedeutung und muss ggf. bei der Bauteilbemessung unter Berücksichtigung schwindinduzierter Zwangsspannungen beachtet werden.

6.2 Hydratationswärmefreisetzung und Festigkeitsentwicklung

Die Hydratation des Zements ist ein exothermer Vorgang. Abhängig von der Dichte und der spezifischen Wärme des Betons führt die freigesetzte Hydratationswärme zu einer Temperaturerhöhung im Beton. Die verlustfreie, d.h. adiabatische Erwärmung des Betons entspricht einem theoretisch möglichen Maximalwert. Diese

The volume of the matrix exerts a considerable influence on the shrinkage [23]. This was also confirmed by the tests on high strength concretes. Figure 7 shows the autogenous shrinkage of high strength concretes after 6 days and after 100 days as a function of the volume of the matrix. The increase in autogenous shrinkage after 100 days when the volume of the matrix was raised from 300 l/m³ to 360 l/m³ was about 0.13 mm/m, i.e. about 60 %.

Autogenous shrinkage covers the entire cross-section substantially uniformly, while drying shrinkage is more strongly marked in the edge zones of a cross-section, which corresponds to the moisture gradients that are developed. This has practical importance and must be considered where necessary when dimensioning components while taking shrinkage-induced constraint stresses into account.

6.2 Release of heat of hydration and development of strength

The hydration of cement is an exothermal process. The heat of hydration released leads to a rise in temperature in the concrete that depends on the density and specific heat of the concrete. The loss-free, i.e. adiabatic, temperature rise of the concrete corresponds to a theoretically possible maximum value. This maximum temperature rise can be found approximately from semi-adiabatic heating curves determined under specified heat storage and heat dissipation conditions if the heat losses occurring in the test are taken into account. The maximum “quasi adiabatic” temperature rise $\max \Delta T_{\text{HW}}$ calculated in this way correlates closely with the strength developed up to the moment of testing. The relationship between strength and “quasi adiabatic” temperature rise provides an objective criterion by which different concretes can be assessed with respect to optimizing heat release and strength development [16, 17, 18].

Figure 8 shows the temperature curves, measured semi-adiabatically, for a fresh concrete and ambient temperature of 20 °C. Because of the different water/cement ratios, and the resulting differing degrees of hydration at the end of the hydration, the final values of the “quasi adiabatic” temperature rises of the high strength concretes investigated are of a comparable level of about 55 K to 60 K. At the end of the test normal concrete reaches about 45 K. The early, intensive, heat release of the high strength concretes in the semi-adiabatic test is attributable to the large reactive surface area of the cement particles, relative to the amount of available water. For a concrete composition that is otherwise the same the maximum temperature rise which occurs is dependent essentially on the type and quantity of the cement and the hydraulic properties of other powder constituents as well as on the possible degree of hydration and hence on the water/cement ratio [17, 24].

Not only the possible heating potential of a concrete, described by the “quasi adiabatic” temperature rise, but also the behaviour

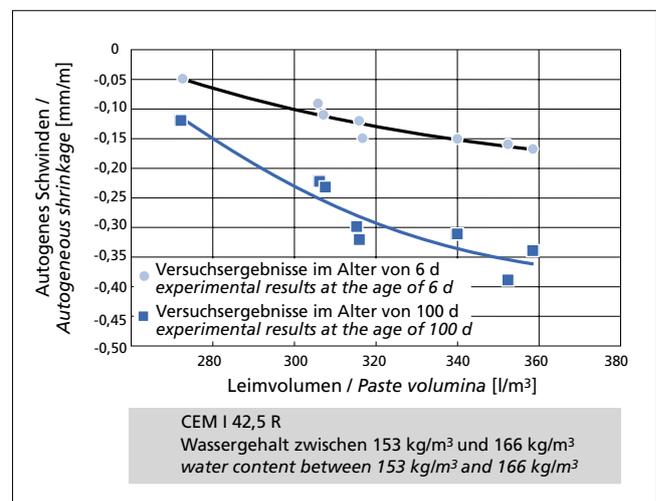


Bild 7: Autogenes Schwinden in Abhängigkeit vom Leimvolumen
Figure 7: Autogenous shrinkage as a function of paste volume

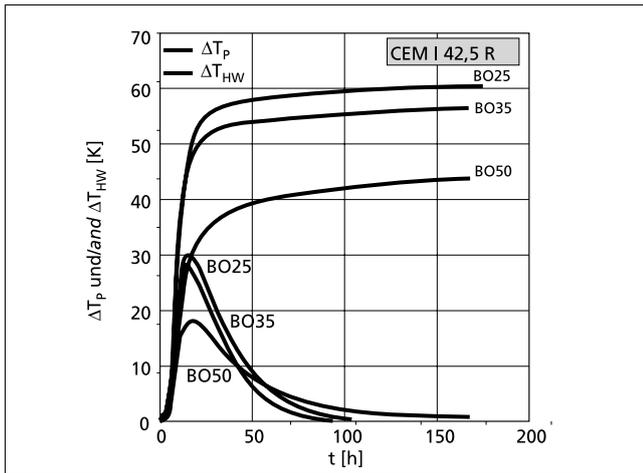


Bild 8: Teiladiabatische Erwärmung ΔT_p und berechnete „quasi adiabatische“ Hydratationswärme ΔT_{HW} in Abhängigkeit von der Zeit nach der Herstellung

Figure 8: Semiadiabatical heating ΔT_p and calculated „quasi-adiabatical“ heat of hydration ΔT_{HW} as a function of time after production

maximale Temperaturerhöhung kann näherungsweise aus teiladiabatischen unter versuchstechnisch gegebenen Wärmespeicher- und Wärmeabflussbedingungen ermittelten Erwärmungsverläufen bestimmt werden, wenn die im Versuch auftretenden Wärmeverluste berücksichtigt werden. Die so berechnete maximale „quasi adiabatische“ Temperaturerhöhung $\max \Delta T_{HW}$ steht in enger Korrelation mit der bis zum Prüfzeitpunkt entwickelten Festigkeit. Mit der Beziehung zwischen Festigkeit und „quasi adiabatischer“ Temperaturerhöhung liegt ein objektives Kriterium vor, mit dem verschiedene Betone hinsichtlich einer Optimierung von Wärmefreisetzung und Festigkeitsentwicklung beurteilt werden können [16, 17, 18].

Bild 8 zeigt die teiladiabatisch gemessenen Temperaturverläufe bei einer Frischbeton- und Umgebungstemperatur von 20 °C. Aufgrund der unterschiedlichen w/z-Werte und den dadurch bedingten unterschiedlichen Hydratationsgraden am Ende der Hydratation liegen die Endwerte der „quasi adiabatischen“ Temperaturerhöhungen der untersuchten hochfesten Betone in einer vergleichbaren Größenordnung von etwa 55 K bis 60 K. Der Normalbeton erreicht am Versuchsende etwa 45 K. Die frühe intensive Wärmefreisetzung der hochfesten Betone im teiladiabatischen Versuch ist auf die, gemessen am Wasserangebot, große reaktive Oberfläche der Zementpartikel zurückzuführen. Die sich einstellende maximale Temperaturerhöhung hängt bei sonst gleicher Betonzusammensetzung im Wesentlichen von der Zementart und -menge, den hydraulischen Eigenschaften weiterer Mehlkornbestandteile sowie vom möglichen Hydratationsgrad und damit vom w/z-Wert ab [17, 24].

Von baupraktischer Bedeutung ist nicht nur das durch die „quasi adiabatische“ Temperaturerhöhung beschreibbare mögliche Erwärmungspotential eines Betons, sondern der zeitlich, durch die Hydratation bestimmte Verlauf der Hydratationswärmefreisetzung. Bild 9 zeigt die durch entsprechende Reifefunktionen [16, 17] auf das wirksame Alter bezogenen zeitlichen Verläufe der „quasi adiabatischen“ Temperaturerhöhung. Einzelne Ergebnisse sind für Betone gleicher Zusammensetzung in Bild 10 zusammengestellt. Auch diese durch die Reifefunktion korrigierten Verläufe sind für die untersuchten hochfesten Betone baupraktisch fast identisch.

Dies bestätigt, dass bei hochfesten Betonen mit niedrigerem w/z-Wert und den dadurch i.d.R. verbundenen höheren Zementgehalten (bei etwa gleichem Zementleinvolumen) der zeitliche Verlauf und die absolute Höhe des Hydratationswärmepotentials bei gleicher Zementart und Zementfestigkeitsklasse etwa gleich sind. Aus Bild 9 und 10 geht auch hervor, dass die Hydratation des Normalbetons BO50 am Ende der Messzeit noch nicht abgeschlossen war, während bei den hochfesten Betonen das Hydratationspotential weitgehend erschöpft ist [26].

Für die Praxis entscheidend ist der zeitliche Verlauf. Bei den hochfesten Betonen treten die mit der Hydratationswärmefrei-

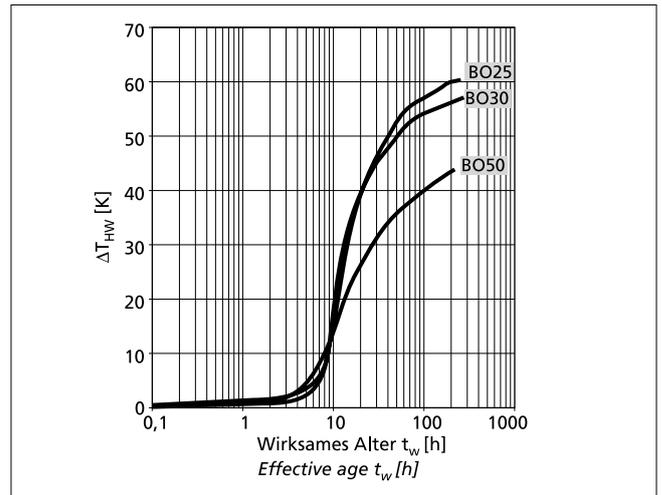


Bild 9: Berechnete Hydratationswärme ΔT_{HW} dargestellt als Temperaturerhöhung des Betons in Abhängigkeit vom wirksamen Alter

Figure 9: Calculated heat of hydration ΔT_{HW} shown as the temperature rise of the concrete as a function of the effective age

pattern of the release of heat of hydration, determined by the hydration, are of practical importance for building work. Figure 9 shows the behaviour with time of the „quasi adiabatic“ temperature rise related to the effective age through the corresponding strength development function [16, 17]. Individual results are summarized in Figure 10 for concretes of the same composition. These behaviour patterns, corrected using the strength development function, are also almost identical for the high strength concretes examined as far as practical building work is concerned.

This confirms that for high strength concretes with low water/cement ratios and the higher cement content normally associated with them (for about the same cement paste volume) the behaviour with time and the absolute level of the potential heat of hydration are about the same for the same type of cement and cement strength class. Figures 9 and 10 also show that the hydration of the normal concrete BO50 was not completed by the end of the measuring period, while with the high strength concretes the hydration potential is largely exhausted [26].

The behaviour with time is crucial in practice. For high strength concretes the beneficial and detrimental effects associated with the release of heat of hydration (e.g. acceleration of the strength development on the one hand and possible constraint stresses on the other) occur more intensively at an early age while the concrete is

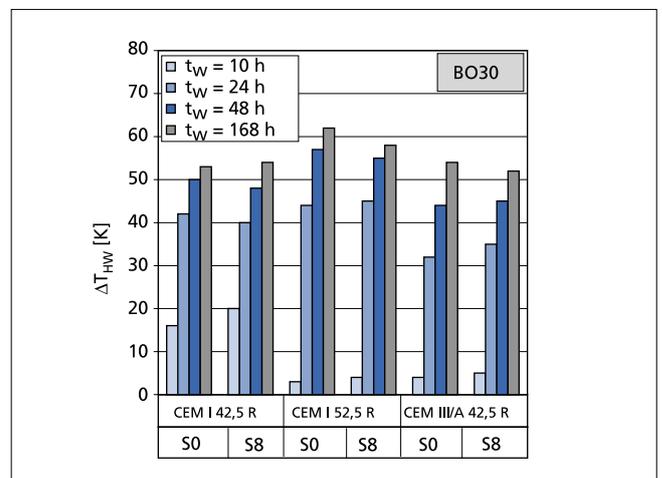


Bild 10: Berechnete Hydratationswärme ΔT_{HW} in Abhängigkeit vom wirksamen Alter und von der Zusammensetzung des Betons

Figure 10: Calculated heat of hydration ΔT_{HW} as a function of the effective age and of the concrete composition

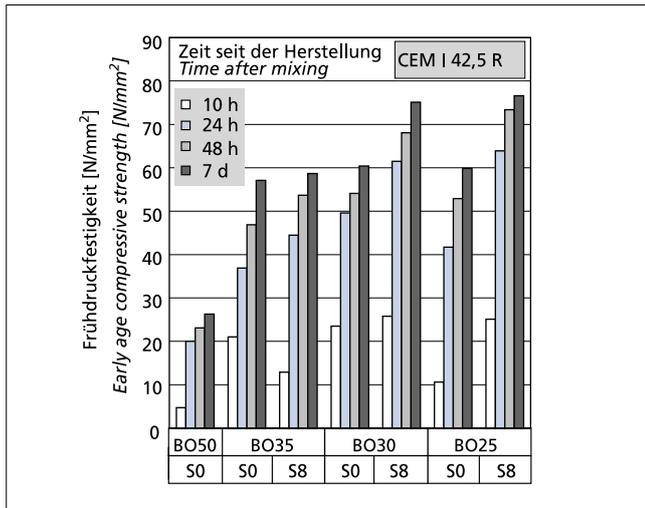


Bild 11: Druckfestigkeitsentwicklung unter teiladiabatischen Bedingungen
Figure 11: Compressive strength under semiadiabatical conditions

setzung verbundenen positiven und negativen Auswirkungen (z.B. Beschleunigung der Festigkeitsentwicklung einerseits und mögliche Zwangsspannungen andererseits) intensiver im frühen Alter des noch jungen Betons auf. Der Einsatz von Silikastaub im hochfesten Beton führt zu geringfügigen Veränderungen der Hydratationswärmeentwicklung, die Unterschiede sind jedoch unter baupraktischen Maßstäben vernachlässigbar (s. Bild 10).

Es ergab sich ein eindeutiger Zusammenhang zwischen der Druckfestigkeit und der Hydratationswärmeentwicklung. Bild 11 zeigt die unter teiladiabatischen Bedingungen gemessene Druckfestigkeitsentwicklung. Bild 12 zeigt die wie bei Normalbeton enge Korrelation zwischen der bis zum Prüfzeitpunkt entwickelten „quasi adiabatischen“ Temperaturerhöhung und der zugehörigen Druckfestigkeit. Allerdings wurden (s. Bild 11) beim hochfesten Beton mit abnehmendem w/z-Wert und besonders infolge der Zugabe von Silikastaub etwas höhere Festigkeiten bei gleicher „quasi adiabatischer“ Temperaturerhöhung gemessen. Dies kann zum einen auf die höheren Temperaturen im teiladiabatischen Versuch zurückgeführt werden. Zum anderen trägt die puzzolanische Reaktion des Silikastaubs bei vergleichbar geringerer Hydratationswärme erheblich zur Festigkeit bei.

Die Festigkeitserhöhung infolge Silikastaubzugabe wird zum einen durch eine Verringerung der Kapillarporosität in der Matrix [27] und zum anderen durch den verbesserten Verbund zwischen Matrix und Gesteinskörnung hervorgerufen.

6.3 Verhalten unter Zwangbeanspruchung

Bild 13 zeigt das Verhalten eines normalfesten und eines hochfesten Betons unter Zwangbeanspruchung in der Temperaturspannungsprüfmaschine bei vorgegebenem Temperaturverlauf. Nach dem Betoneinbau in der Temperaturspannungsprüfmaschine bleibt der Versuchskörper wegen des noch nicht erstarrten Betons während der anfänglichen Erwärmung spannungsfrei. Bei weiterer Erwärmung bewirkt der zunehmende Verformungswiderstand des Betons den Aufbau von Druckspannungen bis kurz vor Erreichen der Höchsttemperatur. Anschließend baut sich die Druckspannung schnell ab. Die dem Null-Durchgang der Spannung zugehörige Temperatur wird als zweite Null-Spannungstemperatur bezeichnet. Bei weiterer Zunahme der behinderten Verformung wird die Rissspannung erreicht. Die zugehörige Temperatur wird als Risstemperatur bezeichnet und beschreibt die Temperatur, auf die der Versuchsbalken abgekühlt werden kann, bevor er reißt. Diese Temperatur hängt wiederum vom Zwangsgrad ab, aber auch von der Höchsttemperatur und vom autogenen Schwinden während des vorgegebenen Temperatur-Zeitverlaufs.

Obwohl sich die untersuchten hochfesten Betone maßgeblich vom Normalbeton im Hinblick auf die Temperatur- und Steifig-

still young. The use of silica fume in high strength concrete leads to very small changes in the release of heat of hydration, but the differences are negligible on a practical construction scale (see Figure 10).

A clear relationship was obtained between the compressive strength and the release of heat of hydration. Figure 11 shows the compressive strength development measured under semi-adiabatic conditions. Figure 12 shows the close correlation, as with normal concrete, between the “quasi adiabatic” temperature rise developed up to the time of testing and the associated compressive strength. However, for the same “quasi adiabatic” temperature rise somewhat higher strengths were measured (see Figure 11) in the high strength concrete with decreasing water/cement ratio and, in particular, as a consequence of the addition of silica fume. On the one hand this can be attributed to the higher temperatures in the semi-adiabatic test, and on the other hand the pozzolanic reaction of the silica fume contributes substantially to the strength with comparatively lower heat of hydration.

The increase in strength as a result of silica fume addition is due partly to a reduction in the capillary porosity in the matrix [27] and partly to the improved bond between matrix and aggregate.

6.3 Behaviour under constraint stressing

Figure 13 shows the behaviour of a normal strength concrete and a high strength concrete under constraint stressing in the temperature-stress testing machine for a given temperature curve. After the concrete has been placed in the temperature-stress testing machine the test piece remains free from stress during the initial heating because the concrete has not yet set. With further heating the increasing deformation resistance of the concrete produces a build-up of compressive stresses until just before the highest temperature is reached. The pressure stress then decreases rapidly. The temperature when the stress passes through zero is designated the second null-stress temperature. The cracking stress is reached as restrained deformation is increased further. The associated temperature is designated the crack temperature and describes the temperature to which the test beam can be cooled before it cracks. This temperature depends in turn not only on the degree of constraint but also on the highest temperature and the autogenous shrinkage during the given temperature-time curve.

Although the high strength concretes examined differed substantially from normal concrete with respect to the development of temperature and stiffness and, above all, with respect to the development of autogenous shrinkage (Figure 13), it was possible to assess their behaviour under constraint in the same way as with normal concrete. The tests showed that the risk of the occurrence of cracks in a centrally constrained component increases approximately in proportion to the highest temperature reached.

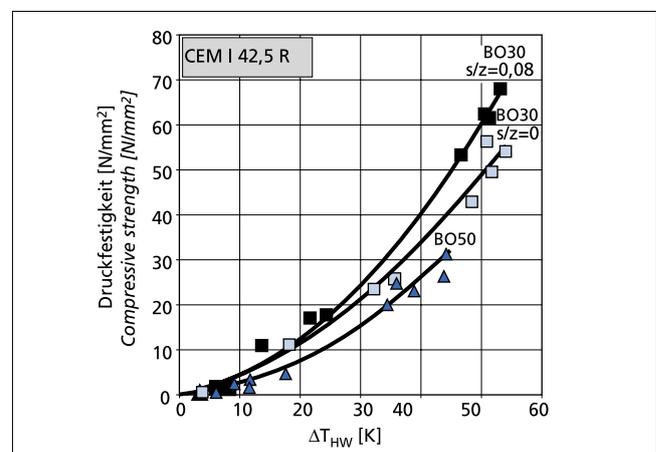


Bild 12: Korrelation zwischen Hydratationswärme ΔT_{HW} und Festigkeit
Figure 12: Correlation between heat of hydration ΔT_{HW} and compressive strength

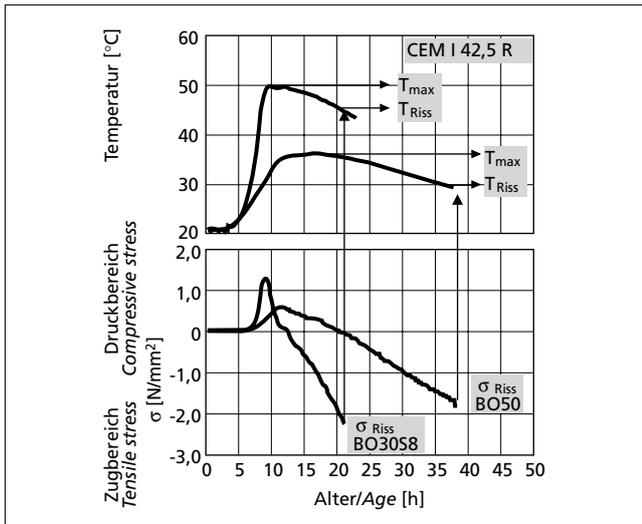


Bild 13: Temperatur- und Spannungsverlauf unter teiladiabatischen Bedingungen bei 100 % Zwang in der Prüfmaschine
Figure 13: Temperature and stress development under semiadiabatical conditions with 100 % restraint in the test machine

keitsentwicklung und vor allem bezüglich der Entwicklung des autogenen Schwindens unterscheiden (Bild 13), war es möglich, eine Beurteilung des Verhaltens unter Zwang wie beim Normalbeton durchzuführen. Die Versuche zeigten, dass das Risiko für das Entstehen von Rissen in einem zentrisch gezwängten Bauteil ungefähr proportional mit der erreichten Höchsttemperatur ansteigt.

In der Regel zeigten Betone, die mit Silikastaub hergestellt wurden, höhere 2. Nullspannungstemperaturen und höhere Risstemperaturen. Dabei handelte es sich um Versuche mit verschiedenen Betonzusammensetzungen bei einer Frischbetontemperatur von rd. 20 °C und einer Umgebungstemperatur von 20 °C. Die ermittelten Risstemperaturen der Betone mit Zementen CEM I 42,5 R und CEM I 52,5 R lagen im Mittel höher als die der Betone mit Zement CEM III/A 42,5 R.

Die Differenz zwischen der 2. Nullspannungstemperatur und der Risstemperatur betrug für die hochfesten Betone infolge autogenen Schwindens bei 100 %-Zwang nur rd. 5 K, während diese Differenz für Normalbetone 8 K bis 10 K [17, 24, 25] beträgt (Bild 14). Durch die Überlagerung von autogenem Schwinden und Temperaturverkürzung infolge abfließender Hydrationswärme steigt die Rissneigung hochfester Betone gegenüber der des Normalbetons.

Bedingt durch die Abhängigkeit der Wärmedehnzahl des jungen Betons und des autogenen Schwindens vom Hydrationsgrad kann nur von einer begrenzten Superposition zwischen Verformungen und Temperaturgang ausgegangen werden. Bild 15 zeigt beispielhaft für den Beton BO30S8 den zeitlichen Verlauf der Gesamtverformung, gemessen am unbehindert gelagerten Prüfkörper und im Vergleich dazu die berechnete Temperaturverformung.

Die Differenz zwischen der gesamten Dehnung bei 0 %-Zwang und der Temperaturdehnung (s. Bild 15) ist auf das autogene Schwinden zurückzuführen. Allerdings ist diese Differenz größer als das autogene Schwinden des Betons, wie es unter isothermen Bedingungen gemessen wurde (s. Bild 4). Dies verdeutlicht die Zunahme des autogenen Schwindens unter Temperatureinwirkung und belegt, dass trotz höherer Zugfestigkeit die hochfesten Betone nach kurzer Abkühlzeit ihre Risslast erreichen. Dabei sind die Spannungen, die zum Bruch des Betonbauteils führen können, von der Betonzusammensetzung, von der Frischbetontemperatur, von der Umgebungstemperatur und von den Lagerungsbedingungen, die den Temperaturgang beeinflussen, abhängig. Darüber hinaus ist an dieser Stelle zu beachten, dass die Superposition zwischen Temperaturdehnung und autogenem Schwinden nur als Vereinfachung

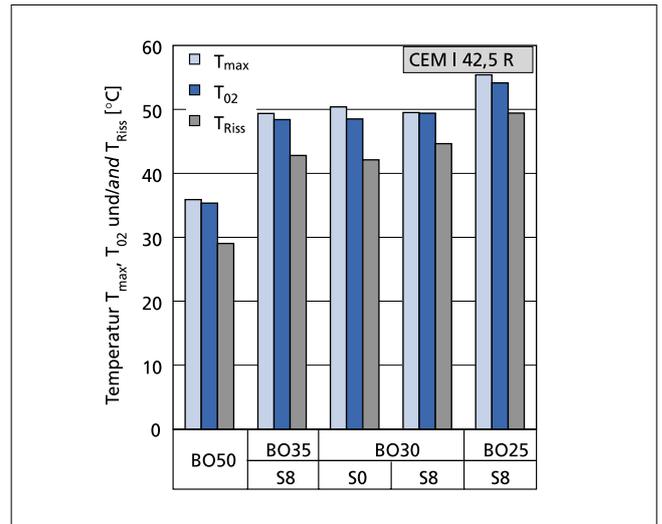


Bild 14: Maximale Temperatur T_{max} , T_{02} und Risstemperatur T_{Riss} für die Spannungsverläufe unter teiladiabatischen Bedingungen bei 100 %-Zwang
Figure 14: Maximal temperature T_{max} , T_{02} and crack temperature T_{Riss} for the stress development under semiadiabatical conditions and 100 % restraint

As a rule, concretes which had been produced with silica fume exhibited higher 2nd null-stress temperatures and higher crack temperatures. This involved tests with different concrete compositions at a fresh concrete temperature of about 20 °C and an ambient temperature of 20 °C. The measured crack temperatures for the concretes made with CEM I 42,5 R and CEM I 52,5 R cements were on average higher than those of the concretes made with CEM III/A 42,5 R cement.

The difference between the 2nd null-stress temperature and the crack temperature at 100 % constraint was only about 5 K for the high strength concretes as a result of autogenous shrinkage, while for normal concretes this difference is 8 K to 10 K [17, 24, 25] (Figure 14). The tendency of high strength concretes to crack increases compared with that of normal concrete due to the superimposition of autogenous shrinkage and temperature-induced shortening resulting from the dissipation of heat of hydration.

Due to the dependence of the coefficient of thermal expansion of the young concrete and of the autogenous shrinkage on the degree of hydration it is only possible to assume limited coincidence between the deformation and the temperature behaviour pattern. Using the example of concrete BO30S8 Figure 15 shows the behaviour with time of the overall deformation measured on the test pieces stored without constraint compared with the calculated temperature deformation.

The difference between the overall expansion without constraint (0 % restraint) and the temperature-induced strain (see Figure 15) is attributable to the autogenous shrinkage. However, this difference is greater than the autogenous shrinkage of the concrete as measured under isothermal conditions (see Figure 4). This illustrates the increase in autogenous shrinkage under the influence of temperature and confirms the fact that, in spite of higher tensile strength, the high strength concretes reach their cracking loads after short cooling times. The stresses that can lead to fracture of the concrete component are dependent on the concrete composition, the fresh concrete temperature, the ambient temperature and the storage conditions which include the temperature behaviour pattern. It should also be taken into account here that the coincidence between temperature-induced strain and autogenous shrinkage should only be seen as a simplification. In order to separate the temperature-induced strain from the autogenous shrinkage it is necessary to take account of the influence of the degree of hydration on the autogenous shrinkage. This problem requires further investigation [15, 28].

Any measures which reduce the restraint of the deformation of a component are suitable for avoiding cracks in components made of

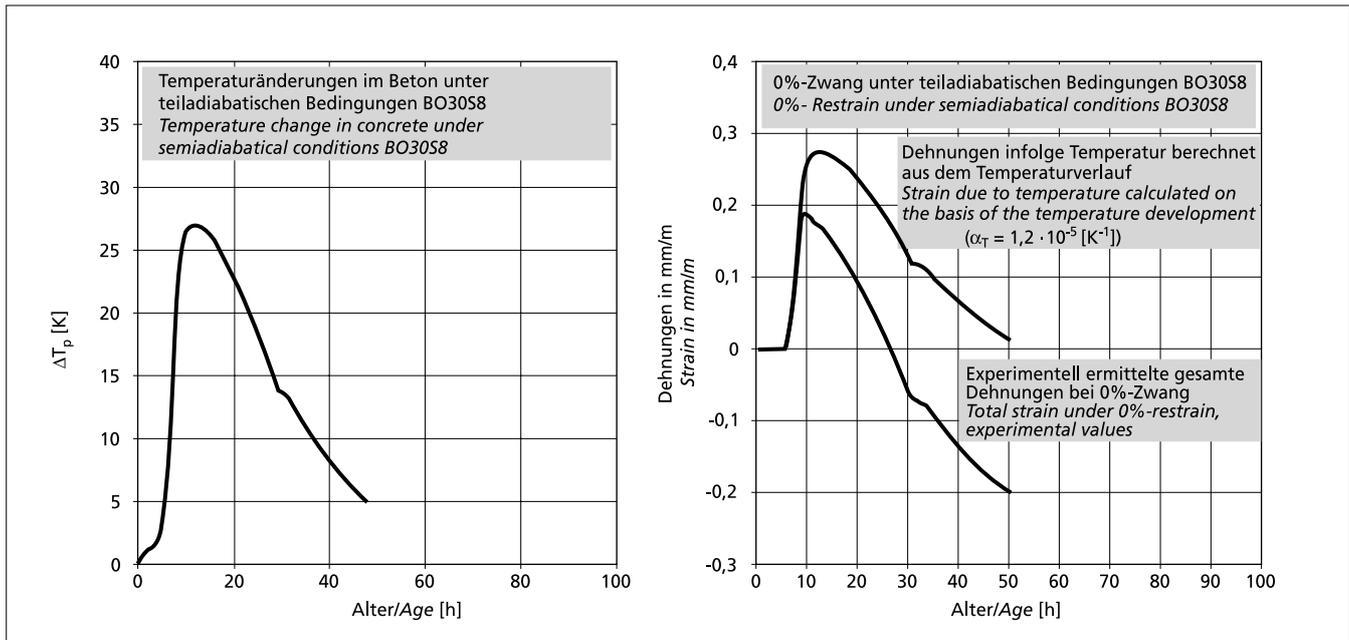


Bild 15: Temperaturverlauf und Dehnungen unter teiladiabatischen Bedingungen ohne Verformungsbehinderung in der Temperatur-Spannungs-Prüfmaschine

Figure 15: Temperature development and strain under semiadiabatical conditions without deformation restraint in the temperature-stress test machine

chung anzusehen ist. Um die Temperaturdehnung vom autogenen Schwinden trennen zu können, muss der Einfluss des Hydratationsgrads auf das autogene Schwinden berücksichtigt werden. Diese Fragestellung muss noch weiter untersucht werden [15, 28].

Zur Vermeidung von Rissen in Bauteilen aus hochfestem Beton sind alle Maßnahmen besonders geeignet, die zu einer Verringerung der Verformungsbehinderung des Bauteiles führen, da sich das autogene Schwinden in der Regel nicht vermeiden lässt. Ziel sollte es auch sein, die maximale Erwärmung zu vermindern. Letztere Maßnahme zur Verminderung von rissförderndem Zwang gilt für hochfesten und normalfesten Beton gleichermaßen.

7 Zusammenfassung

Durch die dichte und feste Zementstein- bzw. Mehlkornmatrix und den verbesserten Verbund zwischen Matrix und Gesteinskörnung unterscheiden sich hochfeste Betone von Normalbetonen. Wegen des niedrigen Wasserzementwerts werden in hochfesten Betonen nur Hydratationsgrade erreicht, die unter denen von Normalbetonen liegen. Dies hat Auswirkungen auf die Volumenänderungen sowie die Gefügeentwicklung und Hydratationswärme-freisetzung.

Die Schwindverformung wird in erheblichem Maße durch die innere Austrocknung verursacht und tritt zeitgleich mit der Festigkeitsentwicklung auf. Die Hydratationswärme wird bei hochfesten Betonen im frühen Alter in höheren Raten freigesetzt. Jedoch besteht wie beim normalfesten Beton auch beim hochfesten Beton eine enge Korrelation zwischen Hydratationswärme-freisetzung und Festigkeitsentwicklung. Bei verformungs-behindert gelagerten Betonbauteilen überlagert sich im jungen Alter die Zwangsbeanspruchung infolge Hydratationswärme mit dem autogenen Schwinden. Daher weist hochfester Beton im Vergleich zum Normalbeton eine höhere Rissneigung im jungen Alter auf.

high strength concrete because, as a rule, it is not possible to avoid the autogenous shrinkage. The aim should also be to reduce the maximum temperature rise. The latter measure for avoiding crack-promoting constraint applies equally to high strength and normal strength concretes.

7 Summary

High strength concretes differ from normal concretes in their strong dense hardened cement paste matrix and ultrafines matrix and the improved bond between matrix and aggregate. Because of their low water/cement ratios high strength concretes reach lower levels of hydration than those of normal concretes. This affects the changes in volume as well as the development of the microstructure and the release of heat of hydration during hydration.

The shrinkage deformation is caused to a great extent by internal drying and occurs at the same time as the strength development. The heat of hydration is released at an early age and at higher rates in high strength concretes. However, as with normal strength concrete, there is also a close relationship in high strength concrete between release of heat of hydration and strength development. In concrete elements which are restrained during deformation the internal constraint stresses in the young concrete are caused by the superposition of the heat of hydration and the autogenous shrinkage. High strength concrete therefore exhibits a greater tendency to cracking than normal concrete when young.

Literatur / Literature

- [1] Deutscher Ausschuss für Stahlbeton: Hochfester Beton; Sachstandsbericht. Schriftenreihe des DAfStb, Heft-Nr. 438, Berlin, 1994
- [2] König, H.; Grimm, R.: Hochleistungs-beton. Betonkalender 2000, Ernst & Sohn, Berlin, 2000; S. 327–439
- [3] Goldmann, A.; Bentur, A.: Effect of Pozzolanic and Non-Reactive Microfillers on the transition zone in high strength concretes. Interfaces in Cementitious Composites, Verlag E & FN Spon, London 1992, Beitrag 6
- [4] Schießl, P.; Meng, B.: The Reaction of Silica Fume at Early Ages, Proceedings of the 10th International Congress on the Chemistry of Cement, Vol. 3: Additives, Admixtures, Characterisation Techniques. International Congress on the Chemistry of Cement, Göteborg 1997
- [5] Huber, H.: Hochleistungsbeton – Internationaler Stand und Folgerungen. Zement und Beton, 1993, Heft 3, S. 2–4
- [6] Aitcin, P.; Neville, A.; Acker, P.: Integrated point of view of shrinkage deformation. Concrete International, September 1997, S. 35–41
- [7] Justnes, H.; van Gemert, D.; Verboven, F.; Sellevold, E. J.: Total and external chemical shrinkage of low w/c ratio cement pastes. Advances in Cement Research, Heft 31, 1996, S. 121–126
- [8] Persson, B.: On the under-pressure in the pore water of sealed high performance concrete, HPC. Concrete Science and Engineering, 2000, Heft 8, S. 213–221
- [9] Müller, H. S.; Kvitsel, V.: Kriechen und Schwinden von Beton. Grundlagen der neuen DIN 1045 und Ansätze für die Praxis. Beton- und Stahlbetonbau, 2002, Heft 1, S. 8–19
- [10] Baroghel-Bouny, V.: Experimental Study on Drying Shrinkage of Ordinary and High-Performance Cementitious Materials. International RILEM Workshop on shrinkage on concrete. Shrinkage 2000, Paris, 2000, RILEM Publications, S. 215–232
- [11] Persson, B. S. M.: Shrinkage of High-Performance concrete. Autogenous Shrinkage of Concrete. Proceedings of the international workshop organized by Japan Concrete Institute, Hiroshima, 1998. E&FN Spon, London 1999, S. 105–120
- [12] Hammer, T. A.: Test method for linear measurements of autogenous shrinkage before setting. Autogenous Shrinkage of Concrete. Proceedings of the international workshop organized by Japan Concrete Institute, Hiroshima, 1998, E&FN Spon, London 1999, S. 143–154
- [13] Barcelo, L.; Boivin, S.; Acker, P.; Toupin, J.; Clavoud, B.: Early age shrinkage of concrete: back to physical mechanisms. Concrete Science and Engineering, Heft 10, 2001, S. 85–91
- [14] Bergner, H.: Rißbreitenbeschränkung zwangbeanspruchter Bauteile aus hochfestem Normalbeton. DAfStb: Schriftenreihe 482. Beuth, Berlin, 1997
- [15] Sule, M.; van Breugel, K.: Cracking behaviour of reinforced concrete subjected to early-age shrinkage. Materials and Structures 34, Juni 2001, S. 284–292
- [16] Grube, H.; Hintzen, W.: Prüfverfahren zur Voraussage der Temperaturerhöhung im Beton infolge Hydratationswärme des Zements. Beton 43 (1993) Heft 5, S. 230–234, und Heft 6, S. 292–295
- [17] Hintzen, W.: Zum Verhalten des jungen Betons unter zentrischem Zwang beim Abfließen der Hydratationswärme. Schriftenreihe der Zementindustrie 59, Verlag Bau+Technik, Düsseldorf 1998
- [18] Zement-Taschenbuch 2002. Verein Deutscher Zementwerke e.V. Düsseldorf. Verlag Bau+Technik, Düsseldorf 2002
- [19] Thielen, G.; Grube, H.: Maßnahmen zur Vermeidung von Rissen im Beton. Beton- und Stahlbetonbau 85, 1990, Heft 6, S. 161–167
- [20] Schöppel, K.; Breitenbücher, R.; Springenschmidt, R.: Untersuchungen von Massenbeton in der Temperaturspannungs-Prüfmaschine. Concrete Precasting Plant and Technology, 1990, Heft 2, S. 48–55
- [21] Hua, C.; Acker, P.; Ehrlacher, A.: Analyses and models of the autogenous shrinkage of hardening cement paste. Cement and Concrete Research, 1995, Heft 7, S. 1457–1468
- [22] Radocea, A.: Autogeneous volume change of concrete at very early age. Magazine of Concrete Research, 1998, Heft 2, S. 107–113
- [23] Grube, H.: Ursachen des Schwindens von Beton und Auswirkungen auf Betonbauteile. Schriftenreihe der Zementindustrie 52. Beton-Verlag, Düsseldorf 1991.
- [24] Hintzen, W.; Thielen, G.: Betontechnische Einflüsse auf die Rissbildung infolge Hydratationswärme. beton 49 (1999) H. 10, S. 595–599 und H. 11, S. 655–658
- [25] Grube, H.; Hintzen, W.: Verminderung der Rissbildung in Tunnelinnenschalen aus Ortbeton. Bauingenieur, 2000, H. 3, S. 123–130
- [26] Thielen, G.; Alonso, M. T.: Festigkeitsentwicklung und Schwinden von hochfestem Beton. Sonderpublikation Bauingenieur. Massivbau 2002, Entwicklung und Anwendung. K. Zilch (Hrsg.). Springer-VDI-Verlag, Düsseldorf, April 2002
- [27] Brooks, J. J.; Cabrera, J. G.; Megat Johari, M. A.: Factors affecting the autogenous shrinkage of silica fume High-Strength concrete. Autogenous Shrinkage of Concrete. Proceedings of the international workshop organized by Japan Concrete Institute, Hiroshima, 1998. E&FN Spon, London 1999, S. 195–210
- [28] Bjontegaard, O.; Sellevold, E. J.: Interaction between thermal dilation and autogenous deformation in high performance concrete. Materials and Structures 34, Juni 2001, S. 266–272

