

Stefan Greiner

Tragverhalten von dünnen Bauteilen aus ultrahochfestem Faserfeinkornbeton

Ultrahochfester Faserfeinkornbeton (UHFFB) eignet sich aufgrund der feinkörnigen Zuschläge und hohen Festigkeiten besonders zur Herstellung dünner Bauteile wie z. B. Schalen. Aufbauend auf eigenen Versuchsergebnissen und theoretischen Ansätzen wird das Tragverhalten von UHFFB unter Zug, Druck und Biegung untersucht. Die Gültigkeit der verwendeten Materialgesetze wird mittels Nachrechnung von Versuchen überprüft, wobei insbesondere der Einfluss der Faserorientierung berücksichtigt wird. Es wird ein Momenten-Normalkraft-Interaktions-Diagramm für UHFFB erstellt. Dann werden Flächentragwerke unter kombinierter Momenten- und Normalkraftbeanspruchung mittels der Methode der Finiten Elemente untersucht. Die ermittelten Rissbilder und Traglasten werden mit Ergebnissen nach der Fließlinientheorie verglichen, und es werden die möglichen Lastumlagerungen diskutiert.

Zur Veranschaulichung der gewonnenen Erkenntnisse wird ein Langzeitwärmespeicher berechnet und bemessen. Dazu wird das nichtlineare Bemessungsverfahren nach DIN 1045-1 für Traglastuntersuchungen von Stahlbeton auf UHFFB übertragen.

The Structural Behaviour of Thin Structural Members made of Ultra-High Performance Fibre Reinforced Concrete

Ultra-high performance fibre reinforced concrete (UHPFRC) is especially suitable for thin structures or members due to its fine aggregates and high strengths. Based on own test results and theoretical assumptions the load bearing behaviour of UHPFRC under tension, compression and bending is examined. Thereby, the influence of fibre orientation is considered. The validity of the material laws used is checked by recalculating tests. A diagram for the interaction of bending moments and normal forces is presented for UHPFRC. Supplementary, plates and shell structures under combined bending and axial forces are examined using the Finite Element Analysis. The crack patterns and the capacities are compared with results derived from the yield line theory and the possible load redistribution is discussed.

In order to demonstrate the practical application, a hot-water tank for the seasonal storage of heat is analysed. For that the design procedure for nonlinear analyses of concrete structures according to DIN 1045-1 is taken as a basis and is adapted to structures made of UHPFRC.

1 Einleitung

Der Begriff „Ultrahochfester Beton“ (UHFB) umfasst alle Betone mit einer Druckfestigkeit ≥ 150 MPa. Sehr gefügedichter, fein- und grobkörniger ultrahochfester Beton mit einer Druckfestigkeit um 200 MPa wird bereits seit mehr

als 25 Jahren von der Firma Densit in Dänemark hergestellt und mit und ohne Stahlfasern für zahlreiche Spezialanwendungen verwendet, wie hochbelastete Industrieböden und Verkehrsflächen, Sicherheitsbauwerke wie z. B. Tankanlagen, Offshore-Öl- und -Gasförderanlagen und seit einigen Jahren Fundamente für Windkraftanlagen. In den letzten 15 Jahren wurden faserbewehrte UHFB in Frankreich bis zur Marktreife entwickelt und u. a. für Brückenbauwerke eingesetzt, wobei insbesondere zwei Produkte zu nennen sind. Zunächst ist dies der faserbewehrte ultrahochfeste Feinkornbeton namens BPR bzw. Ductal® der Firmen Lafarge, Bouygues und Rhodia, der ein Größtkorn kleiner als 0,60 mm aufweist. Weiterhin entwickelte die Firma Eiffage, Velizy-Villacoublay einen ultrahochfesten Beton mit einem Größtkorn von 6 bis 8 mm namens BSI (Béton Spécial Industriel), welcher jetzt als Ceracem von Eiffage und Sika weiter entwickelt wird. Einen umfassenderen Überblick über UHFB und seine Eigenschaften bietet der DAfStb-Sachstandsbericht „Ultrahochfester Beton“ [1]. Im Rahmen des DFG-Schwerpunktprogramms 1182 „Nachhaltiges Bauen mit Ultra-Hochfestem Beton (UHPC)“ wird UHFB in Deutschland im Zeitraum 2005 bis 2012 weiter untersucht. International beschäftigt sich aktuell die fib task group 8.6, in welcher u. a. Forscher aus Dänemark, Deutschland, Frankreich, Italien, Japan, den Niederlanden und der Schweiz vertreten sind, mit der Erstellung von Bemessungsrichtlinien für faserbewehrte ultrahochfeste Betone.

Für Schalenträgerwerke mit oft nur wenigen Zentimetern Dicke sind Größtkörner von 8 mm oder 16 mm nicht sinnvoll. Deshalb soll hier ausschließlich Feinkornbeton betrachtet werden. Während für Schalen aus Stahlbeton aus Korrosionsschutzgründen Mindestdicken von etwa 6 bis 8 cm notwendig sind, können nur mit Fasern bewehrte Schalen aus UHFFB viel dünner hergestellt werden. Dies beweist z. B. die aus acht Hyparschalen zusammengesetzte Glasfaserbetonschale von Schlaich und Menz für die Bundesgartenschau in Stuttgart 1977 [2], die einen Raum mit 31 m Diagonalen im orthogonalen Grundriss mit einer mittleren Dicke von nur 15 mm überspannte. Da UHFFB mit entsprechenden Fasergehalten höhere Festigkeiten als Glasfaserbeton besitzt, kann eine Schale aus UHFFB ggf. noch schlanker hergestellt werden.

Eine sinnvolle Einsatzmöglichkeit für UHFFB-Schalen bilden Wärmespeicher, deren Konzept in [3] und [4] ausführlich erläutert wird. Es handelt sich um unterirdi-

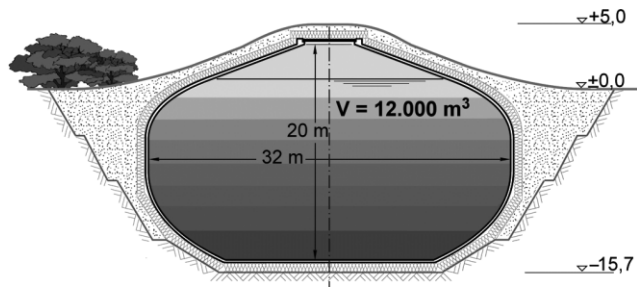


Bild 1. Wärmespeicher aus UHFFB mit $V = 12.000 \text{ m}^3$
 Fig. 1. Hot water tanks made of UHFFRC with $V = 12.000 \text{ m}^3$

sche Wassertanks, in denen die im Sommer mit Solar Kollektoren gewonnene Wärme saisonal gespeichert wird (Bild 1). Außer durch Eigengewicht, Erd- und Wasserdruck sowie Vorspannung wird der Speicher zusätzlich durch hohe Temperaturgradienten beansprucht. Dabei muss er weitestgehend ungerissen bleiben bzw. er darf keine großen Trennrisse aufweisen, da hier der UHFFB neben der lastabtragenden auch die dichtende Funktion übernehmen soll. Gegenüber Lösungen aus bewehrtem Normalbeton kann dann auf eine teure Edelstahlinnen- auskleidung zur Gewährleistung der Wasserdichtheit verzichtet werden. Bei UHFFB kommt der zuverlässigen Vorhersage der Zugfestigkeit eine besondere Bedeutung zu, die bei Fasergehalten von etwa 2 Vol.-% insbesondere auf der Fasertragwirkung beruht. Im Gegensatz zu herkömmlichem Stahlfaserbeton mit Fasergehalten von i. d. R. weniger als 0,5 Vol.-% können bei UHFFB die Fasern als Mindestbewehrung angesehen werden, welche nach Reißen der Matrix die „frei werdenden“ Zugkräfte vollständig aufnehmen kann. Diese lässt sich analog zu DIN 1045-1 [5] mit folgender Formel bestimmen:

$$\frac{A_{sf}}{A_{ct}} = \frac{f_{ct,eff}}{\eta \cdot \sigma_s} \quad (1)$$

mit

- A_{sf} Querschnittsfläche Stahlfasern [mm^2]
- A_{ct} Betonquerschnittsfläche unter Zugbeanspruchung [mm^2]
- $f_{ct,eff}$ effektive Betonzugfestigkeit [MPa]
- η Faserorientierungsfaktor [-] mit $\eta = 0 \dots 1$
- σ_s Stahlzugspannung [MPa]

Dabei wird die Stahlzugspannung entweder durch die Fließspannung der Faser oder durch die Verbundspannung zwischen Faser und Betonmatrix bestimmt.

$$\sigma_s \leq \begin{cases} f_y \\ \tau_f \cdot \frac{l_f}{\varnothing_f} \end{cases} \quad (\text{kleinerer Wert maßgebend}) \quad (2)$$

mit

- f_y Zugfestigkeit der Stahlfaser [MPa]
- τ_f Verbundspannung zwischen Faser und Betonmatrix [MPa]
- l_f Faserlänge [mm]
- $\varnothing_f$ Faserdurchmesser [mm]

Bei Ductal® liegt z. B. ein Verhältnis von Faserlänge zu Faserdurchmesser von $l_f/\varnothing_f = 80$ und eine Zugfestigkeit $f_y = 2800 \text{ MPa}$ vor. Die maximale Verbundspannung liegt in der Größenordnung von 10 MPa. Deshalb reißen die Fasern nicht durch, sondern sie werden herausgezogen. Die Stahlspannung nach Gl. (2) liegt für $\tau_f = 10 \text{ MPa}$ bei $\sigma_s = 800 \text{ MPa}$. Bei isotroper Faserverteilung liegt die zentrische Zugfestigkeit bei $f_{ct,eff} = 7,6 \text{ MPa}$ [6]. Damit ergibt sich nach Gl. (1) ein Mindestfasergehalt $A_{sf}/A_{ct} = 1,9\%$. Somit kann der Fasergehalt von Ductal® mit 2 Vol.-% als kritischer Fasergehalt bzw. eine Art „Mindestbewehrung“ angesehen werden. Ein solcher Mindestfasergehalt wird bei den folgenden Betrachtungen, insbesondere bei Anwendung der Plastizitätstheorie, vorausgesetzt. Die getroffenen Aussagen lassen sich auf UHFFB mit höheren Fasergehalten und dementsprechend verfestigendem Materialverhalten unter Zugbeanspruchung übertragen, nicht jedoch auf geringere Fasergehalte.

2 Versuche an UHFFB-Prüfkörpern auf Druck, Zug und Biegezug

Für die eigenen Festigkeits- und Bauteiluntersuchungen wurde ebenfalls ein UHFFB mit 2 Vol.-% Fasern verwendet [6]. Die erreichten Druckfestigkeiten, die sowohl an Würfeln als auch an Prismen und Zylindern bestimmt wurden, lagen im Bereich 160 MPa bis 180 MPa. Der E-Modul betrug etwa 55 GPa. Die Druckspannungs-Dehnungs-Beziehung verläuft nahezu linear bis zum Erreichen der Druckfestigkeit und fällt danach wiederum nahezu linear ab. Ein Fließplateau auf dem Niveau der Druckfestigkeit konnte nicht festgestellt werden (Bild 2).

Die zentrische Zugfestigkeit und die Zugspannungs-Dehnungs-Beziehungen wurden an Flachproben bestimmt (Bild 3 links). Bei Versuchskörpern ohne Schwachstelle in der Faserverteilung stellen sich dabei fein verteilte Risse ein, die mit bloßem Auge kaum zu erkennen sind (Bild 3 rechts). Erst nach Überschreiten der Zugfestigkeit des Matrix-Faserkomposits öffnet sich lokal ein Riss besonders stark, und es werden die Fasern vollständig herausgezogen. Die Zugfestigkeit nimmt je nach Querschnittsabmessung des Versuchskörpers Werte von 8,2 MPa ($A = 60 \cdot 120 \text{ mm}^2$) sowie 9,1 MPa ($A = 30 \cdot 90 \text{ mm}^2$) und 10 MPa ($A = 20 \cdot 80 \text{ mm}^2$) an.

Bei den Versuchen zur Biegezugfestigkeit $f_{ct,fl}$ von Prismen wurde ein ausgeprägter Maßstabeffekt festgestellt. Die Biegezugfestigkeit $f_{ct,fl}$ ist dabei wie üblich definiert:

$$f_{ct,fl} = M/W_{elast} \quad (3)$$

Das Bild 4 zeigt diesen Maßstabeffekt, d. h. die deutliche Zunahme der Biegezugfestigkeit mit abnehmender Bauteilhöhe.

3 Maßstabeffekt als Folge der Faserorientierung

Die Abhängigkeit der Zug- und Biegezugfestigkeit von der Bauteilhöhe („Maßstabeffekt“) ist im Wesentlichen auf die bauteilabmessungsabhängige Faserorientierung zurückzuführen, weil sich die Fasern parallel zur Schalung bzw. Bauteiloberfläche zweidimensional ausrichten

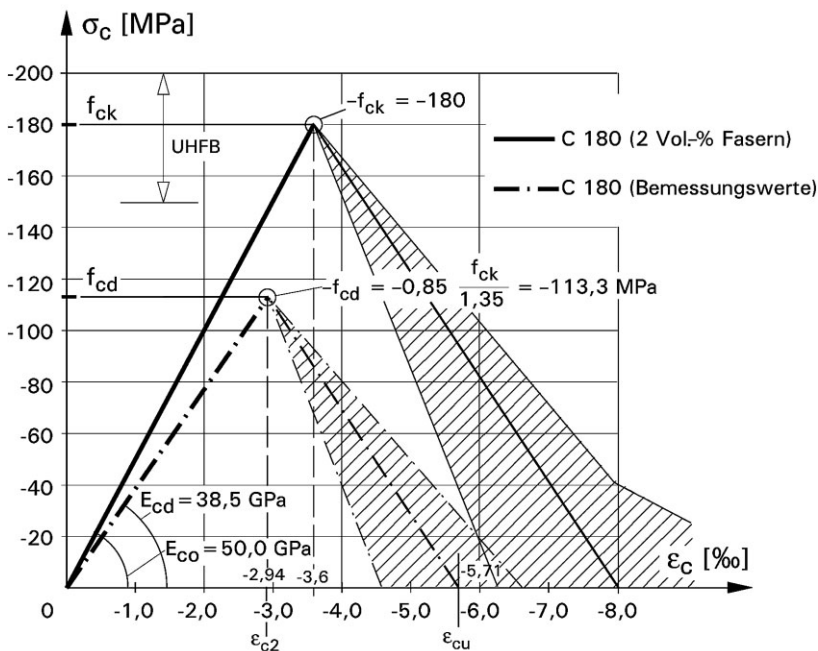


Bild 2. Vereinfachte Druckspannungs-Dehnungs-Beziehung und Bemessungswerte
Fig. 2. Simplified relation between compressive stress and strain and design values

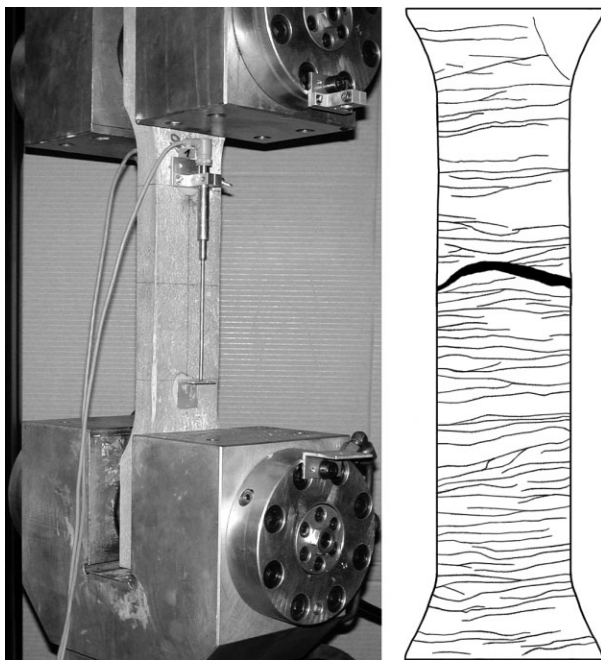


Bild 3. Bestimmung der Zugfestigkeit; links Versuchsaufbau, rechts Rissbild einer Flachprobe
Fig. 3. Determination of the tensile strength, left test set-up, right crack pattern of membrane specimen

(Bild 5). Dies erfolgt näherungsweise innerhalb einer Schicht mit einer Dicke gleich der halben Faserlänge, wie in Anhang 8 der französischen Richtlinie von AFGC und SETRA zu ultrahochfestem Beton [7] beschrieben. Damit ist die Zugfestigkeit in diesen Randbereichen höher als im Bauteilinneren, wo sich die Fasern im Normalfall isotrop bzw. dreidimensional ausrichten. Bei geringen Querschnittswerten kommt es zu besonderen Faserausrichtungen, z. B. bei sehr dünnen Prismen mit quadratischem Querschnitt ($h = 40 \text{ mm}$), bei denen sich die Fasern vornehmlich in Prismenlängsrichtung, also eindimensional ausrichten. Zur Faserorientierung von herkömmlichem

Stahlfaserbeton wurden zahlreiche Untersuchungen durchgeführt (siehe z. B. [8] bis [10]), die auch spezielle Bauteilabmessungen oder Herstellverfahren erfassen und sich vom Grundgedanken her auf ultrahochfesten Beton übertragen lassen. Diese Problematik bietet dennoch weiterhin Forschungsbedarf, wie aktuelle Vorhaben, beispielsweise im Rahmen des erwähnten DFG-Schwerpunktprogramms 1182 belegen. Neben speziellen Bauteilgeometrien ist das Verhältnis der Zuschlaggröße zu den Faserabmessungen von Bedeutung.

Für eine dreidimensionale Faserausrichtung ließ sich aus den Versuchen eine Zugfestigkeit von $7,6 \text{ MPa}$ und für eine zweidimensionale Ausrichtung von $10,6 \text{ MPa}$ ableiten. Je größer der Anteil der Randschicht mit 2-D-Faserausrichtung an der Bauteilhöhe ist, desto höher werden die gemessenen Biegezugfestigkeiten.

4 Materialgesetze für Druck und Zug und Nachrechnung der Biegeversuche

Eine charakteristische Druckspannungs-Dehnungs-Beziehung für einen UHFFB mit etwa 2 Vol.-% Fasern wurde bereits in Bild 2 angegeben. Der abfallende Ast ist auf die Fasern zurückzuführen, denn ohne Fasern würde ultrahochfester Beton bei Erreichen der Druckfestigkeit schlagartig versagen. Der Bemessungswert der Druckfestigkeit ist beispielhaft für ein Fertigteile ebenfalls in Bild 2 dargestellt und lässt sich analog zu hochfestem Beton nach DIN 1045-1 [5] berechnen zu (vgl. [1]):

$$f_{cd} = 0,85 f_{ck} / (\gamma_c \cdot \gamma_c') \quad (4)$$

mit

f_{ck} 5%-Fraktile der Betondruckfestigkeit

γ_c Sicherheitsbeiwert für Beton = $\begin{cases} 1,5 & \text{für Ortbeton} \\ 1,35 & \text{für Fertigteile} \end{cases}$

Auf der sicheren Seite liegend wird im Sachstandsbericht [1], wegen mangelnder Erfahrung und um den Übergang

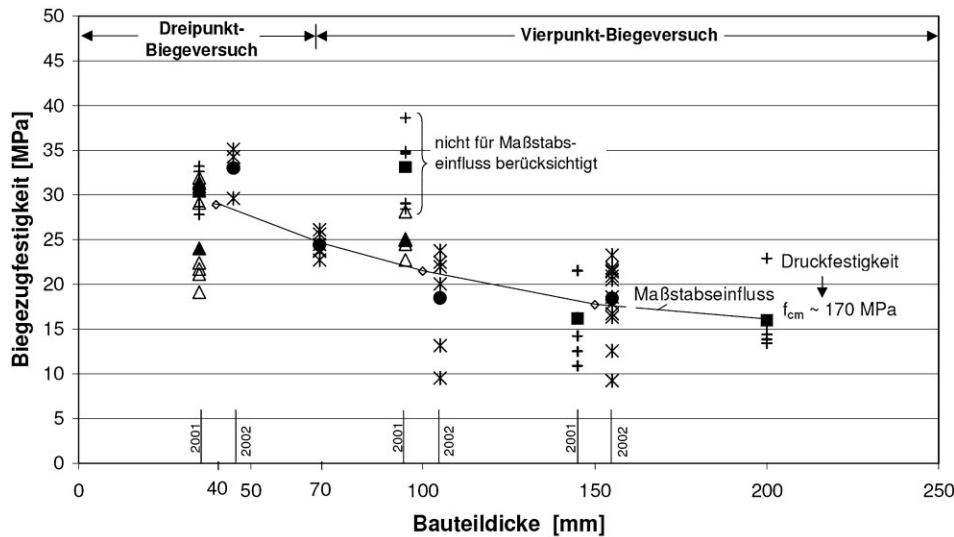


Bild 4. Maßstabeffekt der Biegezugfestigkeit von Prismen
Fig. 4. Size effect of the flexural strength of prisms

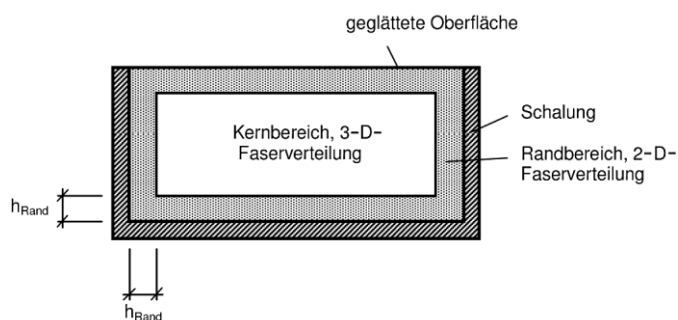


Bild 5. Faserorientierung im Bauteilquerschnitt
Fig. 5. Fibre orientation in the cross section

zu hochfestem Beton zu wahren, zunächst $\gamma_c' = 1,11$ für UHFFB vorgeschlagen. Mit mehr praktischer Erfahrung scheint eine Reduktion auf $\gamma_c' = 1,0$ möglich zu sein. Dieser Fall ist in Bild 2 dargestellt. Gleichzeitig wird für die Bemessung im Grenzzustand der Tragfähigkeit für den aufsteigenden Ast eine Abminderung des E-Moduls vorgenommen, um Kriecheinflüsse zu berücksichtigen.

Unter Zugbeanspruchung nimmt die Nachrisszugfestigkeit mit zunehmender Rissöffnung ab. Für die weiteren Untersuchungen wird der Vorschlag von Behloul [11] für die Beziehung zwischen (Nachriss-)Zugfestigkeit und Rissöffnung gemäß Bild 6 verwendet. Dabei wird hier als ein Sonderfall kein Fließplateau angesetzt, wie es auch bei den eigenen Versuchen festgestellt wurde [6]. Bei UHFFB-Mischungen mit einem Gemisch aus langen und kurzen Fasern oder noch höheren Fasergehalten kann i. A. nach einsetzender Rissöffnung eine weitere Laststeigerung, also eine Art Verfestigung beobachtet werden. Für den hier betrachteten Fall ohne Verfestigung und mit nur einer Faserart kann die Spannungsabnahme bei zunehmender Rissöffnung wie folgt beschrieben werden:

$$\sigma(w) = f_{ct} \cdot (1 - 2w/l_f)^2 \quad (5)$$

mit

- w Rissbreite [mm]
- l_f Faserlänge [mm]
- f_{ct} zentrische Zugfestigkeit [MPa]

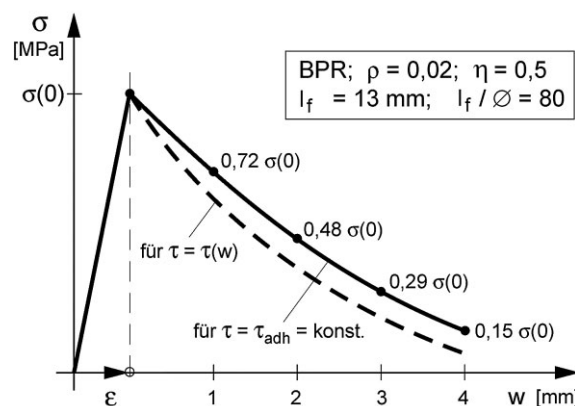


Bild 6. Zugspannungs-Rissöffnungs-Beziehung nach Behloul [11]

Fig. 6. Relation between tensile stress and crack width according to Behloul [11]

Da die (Nachriss-)Zugfestigkeit durch die Fasern bestimmt wird, kommt der genauen Kenntnis ihrer Ausrichtung besondere Bedeutung zu, weshalb für sie ein Sicherheitsbeiwert bei der Bestimmung der Zugfestigkeit eingeführt werden sollte:

$$f_{ctd} = 0,85 f_{ctk} / (\gamma_{ct} \cdot \gamma_f) \quad (6)$$

mit

- f_{ctk} 5%-Fraktile der Betonzugfestigkeit (Höchstwert der σ - ϵ -Linie)
- γ_{ct} Sicherheitsbeiwert für Faserbeton (i. A. $\gamma_{ct} = 1,3$)
- γ_f Sicherheitsbeiwert für mögliche Unregelmäßigkeiten der Faserorientierung

Ist die Faserausrichtung, z. B. aus vorherigem Probestoßieren von Fertigteilen, bekannt, so kann γ_f bis auf 1 reduziert werden. In Anlehnung an [7] werden für Fälle, bei denen solche Voruntersuchungen nicht durchgeführt wurden, folgende Werte vorgeschlagen:

- $\gamma_f = 1,25$ für Bauteile, bei denen lokale Fehlstellen nicht maßgebend sind
- $\gamma_f = 1,75$ bei Berücksichtigung lokaler Fehlstellen

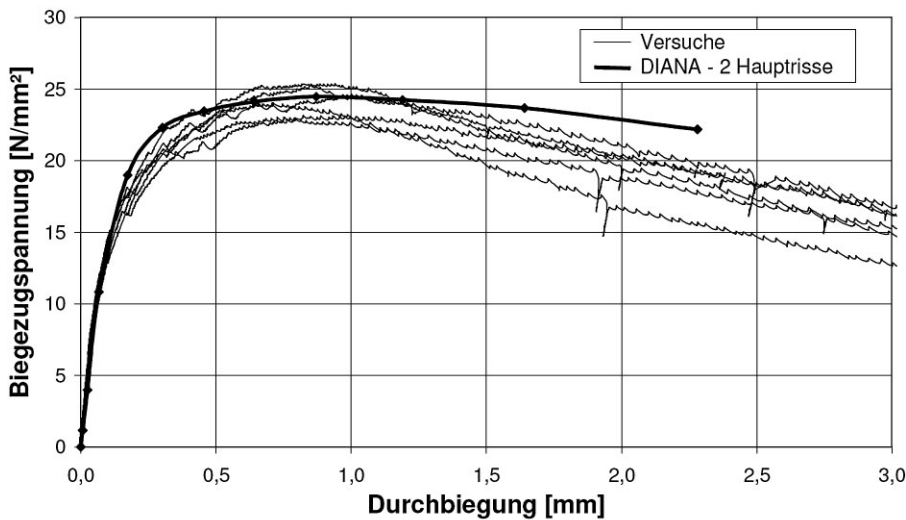


Bild 7. Versuchsergebnisse und FE-Simulation für den Biegeversuch an Prismen $h = 70$ mm

Fig. 7. Test results and FE simulation for the flexural test with prisms $h = 70$ mm

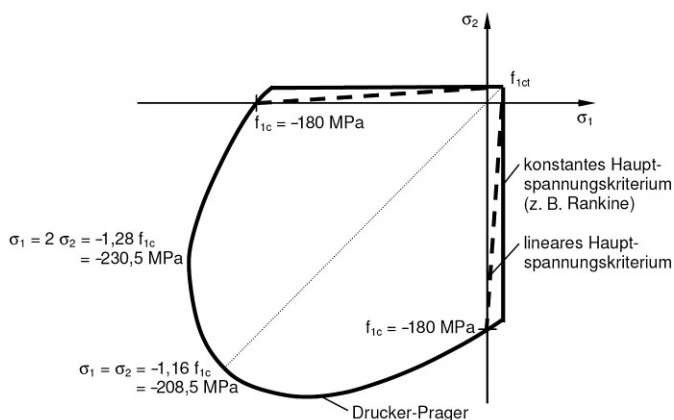


Bild 8. Plastizitätstheorie nach Drucker-Prager mit Tension-cut-off

Fig. 8. Plasticity theory according to Drucker-Prager with tension-cut-off

Die Gesetzmäßigkeiten für Druck und Zug gemäß Bild 2 bzw. Gl. (5) wurden durch Nachrechnungen von Biegeversuchen mit dem FE-Programm DIANA [12] überprüft (Bild 7). Dabei wurde ein Prisma mit $h = 70$ mm im Vierpunkt-Biegeversuch betrachtet. Es zeigte sich im Mittel eine gute Übereinstimmung zwischen Versuch und FE-Simulation.

5 Momenten-Normalkraft-Interaktionsdiagramm

Aufbauend auf den Versuchen und deren Nachrechnung können in FE-Rechnungen auch beliebige Kombinationen aus Momenten- und Normalkraftbeanspruchungen sowohl ein- als auch mehraxial untersucht werden. Da dem Verfasser keine aussagekräftigen Untersuchungen bzw. Versuche zum mehraxialen Verhalten von UHFFB vorlagen, wurde in Anlehnung an Normalbeton und hochfesten Beton von einem Plastizitätsmodell nach *Drucker-Prager* mit Tension-cut-off ausgegangen (Bild 8). Auf der sicheren Seite liegend wurde das lineare Hauptspannungskriterium für zweiachsigale Zug-Druck-Beanspruchungen angesetzt. Die Wirklichkeit liegt zwischen diesem Kriterium und dem konstanten Hauptspannungskriterium nach *Rankine*.

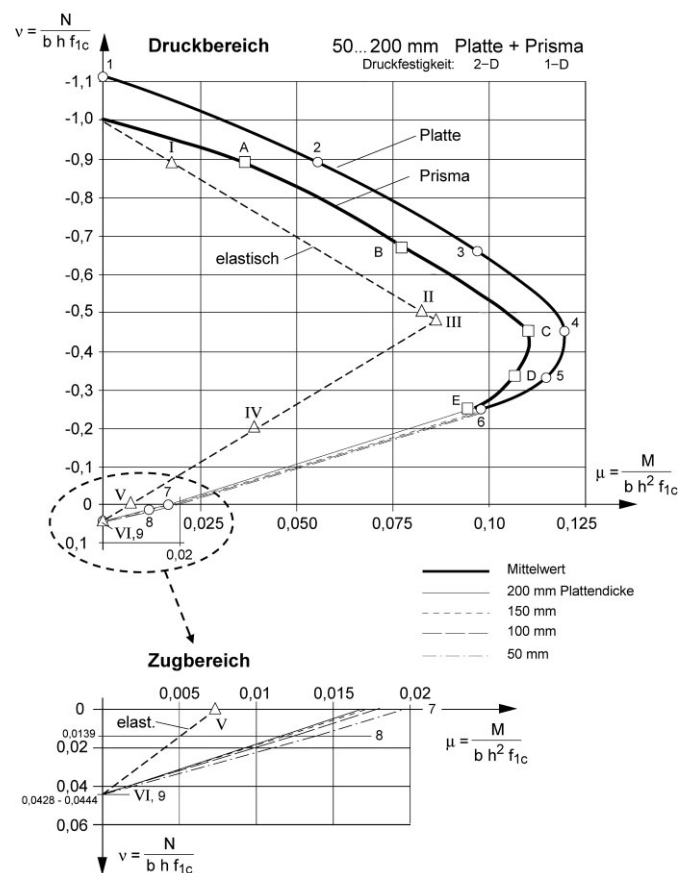


Bild 9. M-N-Interaktionsdiagramm für UHFFB mit 2 Vol.-% Fasergehalt

Fig. 9. Diagram for M-N-interaction for an UHPPRC with a fibre content of 2% by volume

Im Bild 9 ist das mittels FE-Rechnung bestimmte M-N-Interaktionsdiagramm für den hier betrachteten UHFFB mit 2 Vol.-% Fasern unter Ansatz charakteristischer Lasten ohne Sicherheitsbeiwert angegeben. Der Unterschied zwischen Platte und Prisma resultiert aus dem Unterschied zwischen dem ein- und dem zweiachsigalen Spannungszustand in der Druckzone. In der Zugzone wird von Randbereichen mit 2-D- und Kernbereichen mit 3-D-Faserorientierung ausgegangen. Besondere Faseraus-

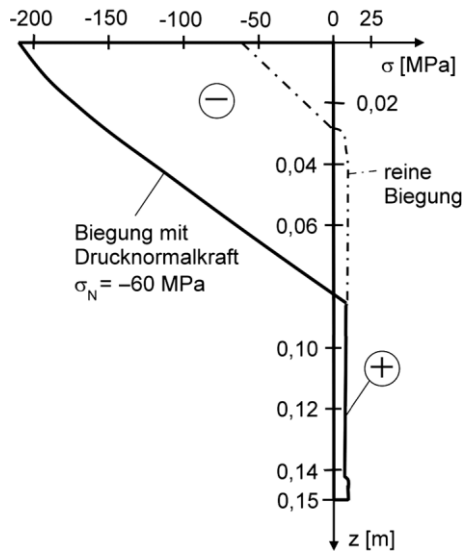


Bild 10. Spannungsverteilung über die Querschnittshöhe $h = 150 \text{ mm}$

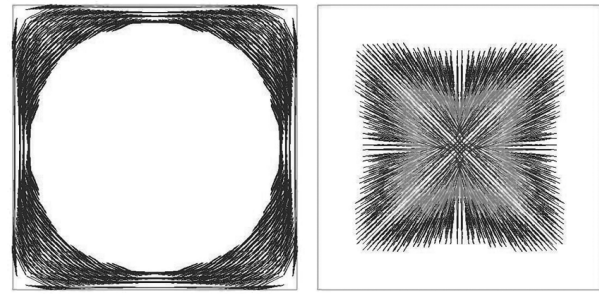
Fig. 10. Stress distribution over the height $h = 150 \text{ mm}$ of the cross section

richtungen, z. B. nahezu einaxiale Ausrichtungen in sehr dünnen Prismen, bleiben hierbei unberücksichtigt. Dementsprechend fällt der Maßstabeffekt bei reiner Biegung geringer aus als in den zuvor beschriebenen Versuchen (Bild 4). Die Biegetragfähigkeit nimmt mit zunehmender zentrischer Zugnormalkraft nahezu linear ab. Bei Drucknormalkräften kann das aufnehmbare Biegemoment zunächst deutlich gesteigert werden. Ab einer Drucknormalspannung, die etwa einem Viertel der einaxialen Druckfestigkeit entspricht, wird bei Erreichen des maximalen Moments in der äußersten Faser der Druckzone die Druckfestigkeit erreicht. Ab einer Drucknormalspannung, die etwa ein Drittel der einaxialen Druckfestigkeit beträgt, versagen sowohl Platte als auch Prisma mit spröden Druckzonenbrüchen. Bei höheren Drucknormalkräften kann nicht mehr die höhere Zugfestigkeit infolge der Faserzugabe ausgenutzt werden.

Die Spannungsverteilung über die Querschnittshöhe einer 150 mm Platte bei Erreichen des maximalen Moments unter Einwirkung einer Drucknormalspannung von -60 MPa ist in Bild 10 im Vergleich zum Lastfall reine Biegung dargestellt. Während bei reiner Biegung die Druckfestigkeit bei Weitem nicht ausgenutzt wird, kommt es im Fall Biegung mit Drucknormalkraft zum beschriebenen Druckzonenbruch.

6 Nichtlineare FE-Rechnungen und Fließlinientheorie für Platten

Mit dem vorgestellten M-N-Interaktionsdiagramm ist für jede einwirkende Normalkraft bzw. -spannung das zugehörige Fließmoment bekannt. Da dieses aufnehmbare Moment über einen großen Durchbiegungs- bzw. Rotationsbereich nahezu konstant bleibt (vgl. Bild 7), lässt sich die Fließlinientheorie auf UHFFB-Bauwerke bzw. -teile übertragen, was auch vergleichende nichtlineare FE-Rechnungen belegen. Untersuchungen zu Fließlinien wurden in [6] u. a. an quadratischen und rechteckigen Platten



Oberseite / top side

Unterseite / bottom side

Bild 11. Rissbild der Quadratplatte mit allseitiger Einspannung

Fig. 11. Crack pattern of the quadratic slab with fixed supports on all edges

mit unterschiedlichen Lagerungsarten durchgeführt. Parallel zum Schalboden und zur Bauteiloberfläche wurde eine 2-D-Faserausrichtung und im Kernbereich dazwischen eine 3-D-Faserausrichtung angesetzt. Dies wird in FE-Rechnungen mit geschichteten Schalenelementen abgebildet. In Bild 11 ist beispielhaft für eine allseitig eingespannte, quadratische Platte (Seitenlänge von $L = 15 \text{ m}$, Dicke von $h = 150 \text{ mm}$, also $L/h = 100$) das berechnete Rissbild abgebildet. Die Fließlinien sind dabei qualitativ gut erkennbar. Die nichtlineare FE-Rechnung mit den charakteristischen Festigkeiten ($f_{ck} = 180 \text{ MPa}$, $f_{ct,3D} = 7,6 \text{ MPa}$) und Materialgesetzen gemäß Abschn. 2 und 4 liefert für den Lastfall reine Biegung (blaue Kurve in Bild 12) eine Traglast von:

$$p = g_k + q = 3,75 + 9,78 = 13,53 \text{ kN/m}^2 \quad (7)$$

Das Fließmoment eines Querschnitts mit $h = 150 \text{ mm}$ beträgt $m_y = 70 \text{ kNm/m}$. Damit stimmt die FE-Lösung genau mit der exakten Traglast nach Plastizitätstheorie überein:

$$p = 43,5 m_y / L^2 = 43,5 \cdot 70 / 15^2 = 13,53 \text{ kN/m}^2 \quad (8)$$

Wie aus dem allmählich abfallenden Ast (hellblaue Kurve mit Kreuzen in Bild 12) weiterhin ersichtlich ist, kann die Fließlinientheorie auch auf Kombinationen aus Biegung und Zugnormalkraft übertragen werden. Bei hohen Drucknormalkräften (rosa und dunkelblaue Kurve in Bild 12) kommt es wie in Abschn. 5 beschrieben zu Druckzonenbrüchen. Aufgrund mangelnder Rotationsfähigkeit können keine Beanspruchungen umgelagert werden, und es kann sich kein vollständiges Fließlinienbild ausbilden. Die Fließlinientheorie kann somit nur bei Fällen angewandt werden, bei denen die Drucknormalspannung maximal etwa ein Viertel der Druckfestigkeit beträgt.

7 Nichtlineares Berechnungsverfahren in Anlehnung an DIN 1045-1 [5]

Die bisherigen Untersuchungen gingen von charakteristischen bzw. mittleren Materialeigenschaften aus. Im Folgenden soll nun ein Sicherheitskonzept für den Grenzzustand der Tragfähigkeit aufgestellt werden. Wenn sich

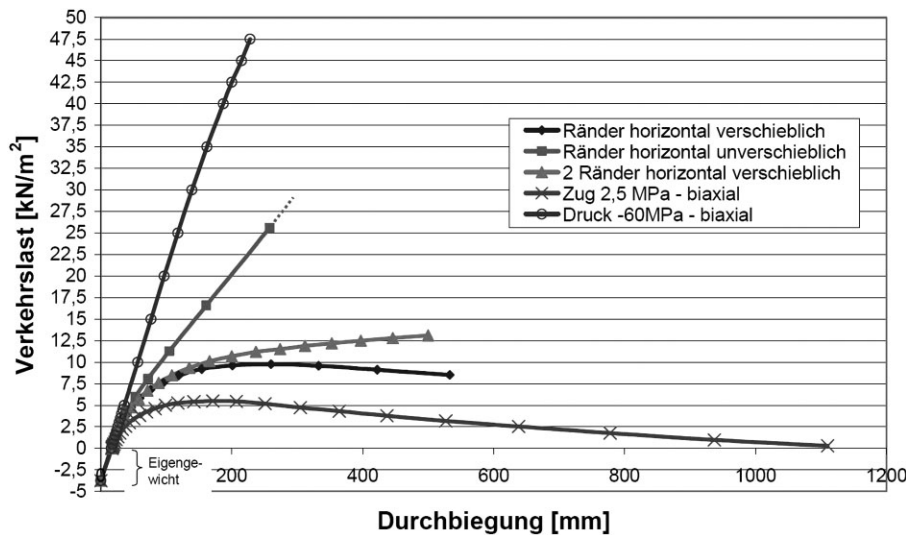


Bild 12. Last-Durchbiegungs-Beziehung

Fig. 12. Load-deflection-relation

Fließlinien ausbilden (vgl. Abschn. 6), sind Lastumlagerungen möglich und ein realistischer Traglastzustand kann deshalb nicht mittels Querschnittsversagens bestimmt werden, sondern es muss das Versagen des gesamten Bauteils bzw. Bauwerks betrachtet werden. Hierzu soll das nichtlineare Berechnungsverfahren von DIN 1045-1, Abs. 8.5 auf UHFFB übertragen werden.

Für nichtlineare Verfahren zur Schnittgrößenermittlung dürfen nach DIN 1045-1 sowohl für die Nachweise im Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit als auch im Grenzzustand der Tragfähigkeit rechnerische Mittelwerte der Baustofffestigkeiten zugrunde gelegt werden. Dabei soll z. B. für den Bauteilwiderstand ein einheitlicher Sicherheitsbeiwert $\gamma_R = 1,3$ für ständige und vorübergehende Bemessungssituationen berücksichtigt werden. Damit ergibt sich der Sicherheitsnachweis zu:

$$F_d(\gamma_G G_k + \gamma_Q Q_k) \leq \frac{1}{\gamma_R} R_m(f_{cR}; f_{yR}; \dots) \quad (9a)$$

$$\gamma_R F_d(\gamma_G G_k + \gamma_Q Q_k) \leq R_m(f_{cR}; f_{yR}; \dots) \quad (9b)$$

Hierbei stellen f_{cR} bzw. f_{yR} die rechnerisch zu berücksichtigenden Mittelwerte der Betondruckfestigkeit bzw. der Stahlfestigkeit dar. Letztere wird hier durch die Zugfestigkeit des faserbewehrten Betons ersetzt. Die Rechenwerte können wie folgt hergeleitet werden:

$$f_{cR} = 0,85 \alpha f_{ck} / \gamma_c' \approx \frac{\gamma_R}{\gamma_c} \alpha f_{ck} / \gamma_c' = \frac{1,3}{1,5} \alpha f_{ck} / \gamma_c' \quad (10)$$

Die Norm unterscheidet hierbei nicht zwischen Ort beton und Fertigteilen, wie es für den Tragfähigkeitsnachweis auf Querschnittsebene gemäß Abs. 5.3.3(7) möglich ist. Bei Verwendung von Gl. (10) würde man für Fertigteile statt $\gamma_c = 1,35$ ebenfalls eine Materialsicherheit $\gamma_c = 1,5$ fordern und unberücksichtigt lassen, dass sie in höherer Qualität hergestellt werden können. Dies scheint ungerechtfertigt zu sein. Für Fertigteile – wie sie beispielsweise für Wärmespeicher aus UHFFB verwendet werden – kann daher bei konsequenter Unterscheidung zwischen Ort beton und Fertigteilen folgender Rechenwert angesetzt werden:

$$f_{cR} = \frac{\gamma_R}{\gamma_c} \alpha f_{ck} / \gamma_c' = \frac{1,3}{1,35} \alpha f_{ck} / \gamma_c' = 0,96 \alpha f_{ck} / \gamma_c' \approx \alpha f_{ck} / \gamma_c' \quad (11)$$

Dabei ist α der Abminderungsbeiwert zur Berücksichtigung von Langzeitwirkungen auf die Druckfestigkeit sowie zur Umrechnung zwischen einaxialer Druckfestigkeit und Zylinderdruckfestigkeit nach DIN 1045-1, Abs. 9.1.6 (2). γ_c' ergibt sich gemäß Abschn. 4.

Für die Zugfestigkeit ergibt sich folgender Rechenwert mit γ_f und γ_{ct} nach Abschn. 4 und $\gamma_R = 1,3$:

$$f_{ctR} = \frac{\gamma_R}{\gamma_{ct} \cdot \gamma_f} \alpha f_{ct} = \frac{1,3}{1,3 \cdot \gamma_f} \alpha f_{ct} = \frac{1}{\gamma_f} \alpha f_{ct} \quad (12)$$

Damit erhält man beispielsweise bei bekannter Faserorientierung ($\gamma_f = 1,0$) und Kurzzeitbelastung eine mittlere, rechnerische Zugfestigkeit von $f_{ctR} = f_{ct}$.

8 Beispiel zur Traglastermittlung eines Wärmespeichers

Um das nichtlineare Berechnungs- und Bemessungsverfahren zu veranschaulichen, wird hier der Wärmespeicher aus Bild 1 mit einer Wanddicke von 150 mm betrachtet. Damit wird diese gegenüber der Lösung aus klassischem Stahlbeton mit $h = 300$ mm [3] halbiert, obwohl gänzlich auf eine mögliche Stab- bzw. Mattenbewehrung verzichtet und somit der UHFFB zur Abtragung von Zugkräften herangezogen wird. Eine weitere Reduktion der Wanddicke ist nur begrenzt möglich, da der Speicher im Bereich der Zylinderschale vorgespannt wird und somit entsprechende Umlenkkräfte nebst verschiedenster Biegestörungen, beispielsweise aufgrund von Temperatursprüngen in dem Speichermedium Wasser, abgetragen werden müssen. Weitere Vorteile für den UHFFB-Speicher ergeben sich aus der zuvor bereits erwähnten hohen Wasserdichtheit des Materials und bei Verwendung von Fertigteilen aus dem Herstellprozess.

Wie in Bild 13 für den Wärmespeicher in Friedrichshafen dargestellt – welcher identische Innenabmessungen wie der Speicher in Bild 1, allerdings ohne ausgerundete

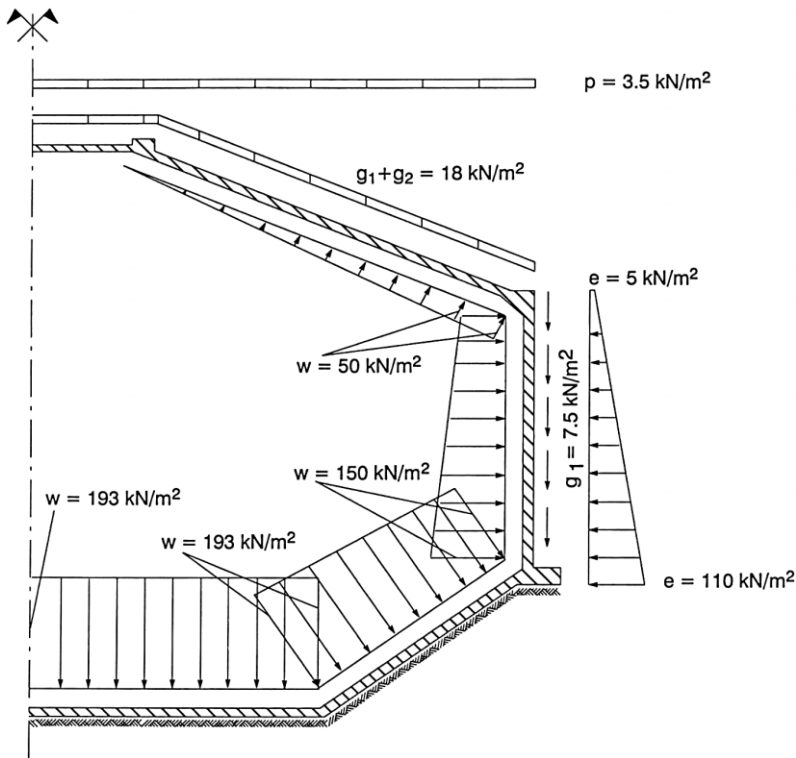
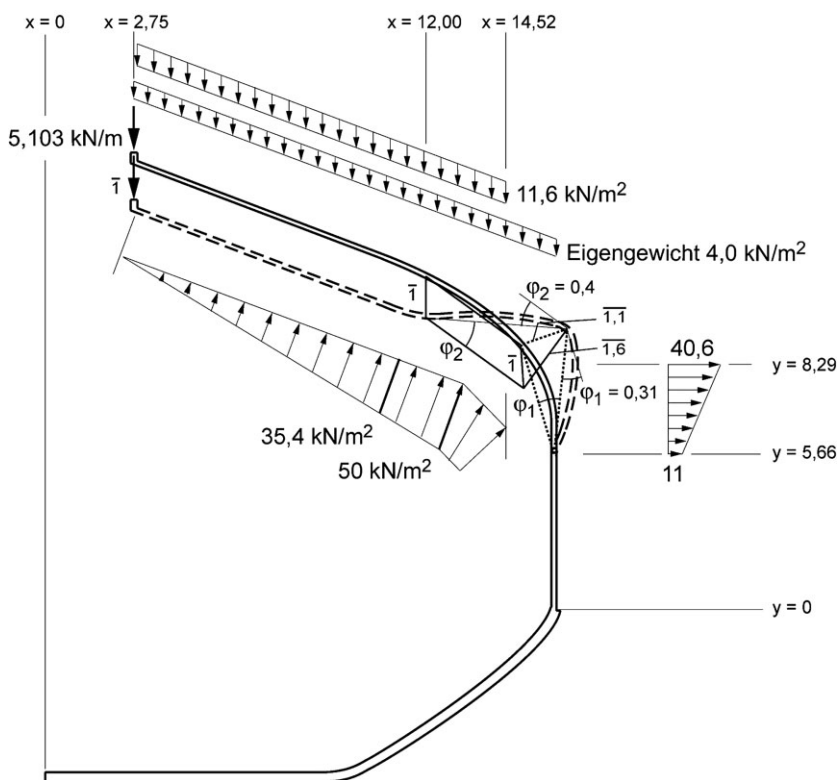


Bild 13. Lasten für den Wärmespeicher in Friedrichshafen [3]

Fig. 13. Loads for the hot-water tank in Friedrichshafen [3]

Bild 14. Fließlinien für einen Wärmespeicher
Fig. 14. Yield lines for a hot-water tank

Schalenübergänge, aufweist – erfährt ein Wärmespeicher Beanspruchungen aus Eigengewicht, Erd- und Wasserdruck sowie Vorspannung und hohen Temperaturgradienten. Letztere sind vor allem für die Gebrauchstauglichkeit und weniger für den Grenzzustand der Tragfähigkeit maßgebend, bei dem der Speicher bereits breite Risse aufweist und somit der Zwang größtenteils abgebaut ist. Deshalb werden die Temperaturgradienten hier vernachlässigt. In einer Vorbetrachtung werden zunächst die charakteristischen Lasten auf den Speicher aufgebracht und nur die Auflasten auf dem Speicher bis zum Bruch gesteigert. Die

Versagensfigur ist in Bild 14 dargestellt. Sie wurde sowohl mittels Fließlinientheorie als auch nichtlinearer FE-Rechnung bestimmt. Beide Ergebnisse stimmen sehr gut überein. Für die Auflast konnte eine Lastfaktor $LF \approx 4,9$ erreicht werden. Aus der Versagensfigur sieht man, dass das Wasser zum Teil günstig wirkt durch Stützung des Daches, zum Teil ungünstig im Bereich des Schalenübergangs vom Dach zum Zylinder, wo der Speicher nach außen ausbeult. In den Untersuchungen muss der Lastfaktor für Wasser deshalb variiert werden zwischen $\gamma_W = 1,2$ (Fall A) und $\gamma_W = 1,0$ (Fall B). Der Nachweis der Tragfähigkeit gilt als er-

Tabelle 1. Variation der Materialeigenschaften
Table 1. Modification of material properties

Fall	Ein- wirkungs- dauer	f_{cR} [MPa]	f_{ctR} [MPa]	E [GPa]
1	Kurzzeit ($\alpha = 1$)	180 ($\gamma_c = 1,35$; $\gamma'_c = 1,0$)	7,6 ($\gamma_{ct} = 1,3$; $\gamma_f = 1,0$)	55
2	Langzeit ($\alpha = 0,85$)	153 ($\gamma_c = 1,35$; $\gamma'_c = 1,0$)	6,46 ($\gamma_{ct} = 1,3$; $\gamma_f = 1,0$)	50
3	Langzeit ($\alpha = 0,85$)	117,1 ($\gamma_c = 1,5$; $\gamma'_c = 1,11$)	5,17 ($\gamma_{ct} = 1,3$; $\gamma_f = 1,25$)	50

Tabelle 2. Überblick über die erreichten Lastfaktoren LF
Table 2. Overview of the load factors LF achieved

	1	2	3	
A	4,583	3,793	2,842	maßgebend!
B	4,867	4,089	3,193	

füllt, wenn der Wärmespeicher folgende Lastkombination abtragen kann:

$$\gamma_R \cdot F_d = \gamma_R \cdot (\gamma_G \cdot g + \gamma_{G,Erde} \cdot g_{Erde} + \gamma_P \cdot P + \gamma_W \cdot w) + LF \cdot \text{Auflast} \quad (13)$$

mit

$$LF \geq \gamma_R \cdot \gamma_{\text{Auflast}} = 1,3 \cdot 1,4 = 1,82$$

$$\gamma_{\text{Auflast}} = 1,4 \text{ („Mittelwert“ aus } \gamma_G = 1,35 \text{ und } \gamma_Q = 1,5)$$

$$\gamma_R = 1,3 \text{ (Bauteilwiderstand (im Normalfall))}$$

$$\gamma_G = 1,35 \text{ (Sicherheitsfaktor für Eigengewicht UHFFB)}$$

$$\gamma_{G,Erde} = 1,0 \text{ (Sicherheitsfaktor für Erddruck (günstige Einwirkung))}$$

$$\gamma_P = 1,0 \text{ (Vorspannung)}$$

$$\gamma_W = 1,0 \text{ bzw. } 1,2 \text{ (Sicherheitsfaktor für Wasser nach [13])}$$

Wie in Abschn. 4 vorgestellt sollen hier die Sicherheitsbeiwerte für die Materialfestigkeiten variiert und sowohl Kurzzeit- als auch Langzeitbelastungen betrachtet werden. Eine Übersicht hierzu gibt Tabelle 1. In Tabelle 2 sind die Ergebnisse für verschiedene Sicherheitsbeiwerte für die Wasserlast und bei den Materialeigenschaften zusammengestellt. Man erkennt, dass der Fall A ($\gamma_W = 1,2$) maßgebend wird, jedoch ist der Unterschied zu Fall B ($\gamma_W = 1,0$) gering. Entscheidend für den erreichbaren Lastfaktor LF der Dachauflast ist bei Wärmespeichern, die hohe Zugkräfte erfahren, der Ansatz der Zugfestigkeit. Der Rechenwert der Zugfestigkeit kann umso höher ausfallen, je genauer die Faserorientierung vorausgesagt werden kann, da dies mit geringeren Sicherheitsbeiwerten einhergeht. Einem zuverlässigen Herstellprozess, z. B. durch Fertigteile kommt somit große Bedeutung zu.

9 Zusammenfassung und Schlussbemerkungen

Mit den vorgestellten Untersuchungen konnte gezeigt werden, dass sich UHFFB sehr gut für dünne Bauteile wie Schalen eignet. Es wurde mit Hilfe nichtlinearer FE-Rech-

nungen ein M-N-Interaktionsdiagramm erstellt, dessen Gültigkeit noch durch Versuche abgesichert werden sollte. Es wurde gezeigt, dass die Übertragung des nichtlinearen Berechnungsverfahrens nach DIN 1045-1 auf UHFFB eine sinnvolle Grundlage für die Bemessung entsprechender Bauteile bzw. -werke liefert, da Beanspruchungsumlagerungen berücksichtigt werden. Weitere Ergebnisse sind in [6] veröffentlicht.

Diese Arbeit entstand auf Basis von Forschungsvorhaben am Institut für Leichtbau Entwerfen und Konstruieren der Universität Stuttgart unter Leitung von Herrn Professor Dr. *Karl-Heinz Reineck*, dem ich an dieser Stelle für seine Unterstützung danken möchte.

Literatur

- [1] DAfStb: Sachstandsbericht „Ultrahochfester Beton“ (2007 in Vorbereitung).
- [2] *Schlaich, J. und Menz, W.* (1981): Glasfaserbeton – Eigenschaften und Möglichkeiten. FBW-Blätter 1-1981 (Forschungsgemeinschaft Bauen und Wohnen Stuttgart).
- [3] *Reineck, K.-H. und Lichtenfels, A.*: Entwurf und Bemessung von Heißwasser-Wärmespeichern aus Konstruktionsbeton. Forschungsbericht zum BMBF-Vorhaben 0329606C, Inst. für Konstruktion und Entwurf II, Univ. Stuttgart, April 1997.
- [4] *Reineck, K.-H. und Greiner, S.*: Dichte Heißwasser-Wärmespeicher aus ultrahochfestem Faserfeinkornbeton. Forschungsbericht zum BMBF-Vorhaben 0329606V. Inst. für Leichtbau Entwerfen und Konstruieren, Univ. Stuttgart, 2004.
- [5] DIN 1045-1 (2001-07): Tragwerke aus Beton, Stahlbeton und Spannbeton – Teil 1: Bemessung und Konstruktion. S. 1–148. Normenausschuss Bauwesen (NABau) im DIN Deutsches Institut für Normung e.V. Beuth Verl. Berlin, Juli 2001.
- [6] *Greiner, S.*: Zum Tragverhalten von dünnen Bauteilen aus ultrahochfestem Faserfeinkornbeton. Dissertation. Universität Stuttgart. Cuvillier Verlag, Göttingen 2006.
- [7] AFGC, SETRA (2002) Bétons fibrés à ultra-hautes performances. Recommandations provisoires. Janvier 2002. 152pp.
- [8] *Grünwald, S.*: Performance-based design of self-compacting fibre reinforced concrete. Dissertation, TU Delft, 2004.
- [9] *Erdem, E.*: Probabilistisch basierte Auslegung stahlfasermodifizierter Betonbauteile auf experimenteller Grundlage. Dissertation. Ruhr-Universität Bochum, 2002.
- [10] *Lin, Y.*: Tragverhalten von Stahlfaserbeton. DAfStb-Heft 494. Beuth Verlag, Berlin, 1999.
- [11] *Behloul, M.*: Les micro-bétons renforcés de fibres. De l'éprouvette aux structures. XIVèmes Journées de l'AUGC, Clermont-Ferrand. Prix Jeunes Chercheurs «René Houpert», 1996.
- [12] DIANA: Handbuch: Finite Element Analysis, Version 8.1.2 und 9.1, TNO DIANA, Delft, 2003 und 2005.
- [13] prEN 1991-4 (2003): Eurocode 1 – Actions and structures. Part 4: Silos and tanks. Version Q, May 2003.



Dr.-Ing. Stefan Greiner
 Bilfinger Berger AG
 Zentralbereich Technik
 Carl-ReiB-Platz 1–5
 68165 Mannheim
 stefan.greiner@bilfinger.de