



**Bundesamt für Strassen
Office fédéral des routes
Ufficio federale delle Strade**

Applications structurales du Béton Fibré à Ultra-Hautes Performances aux ponts

**Anwendungen von Ultra-Hochleistung Faserbeton
im Brückenbau**

**Structural applications of Ultra-High Performance
Fiber-Reinforced Concrete to bridges**

**Ecole Polytechnique Fédérale de Lausanne (EPFL)
Laboratoire de Construction en Béton (IS-BETON)
Dr A. Spasojevic
Dr O. Burdet
Prof. Dr A. Muttoni**

**Projet de recherche AGB 2000/555 sur demande du Groupe
de travail Recherche en matière de ponts (AGB)**



Schweizerische Eidgenossenschaft
Confédération suisse
Confederazione Svizzera
Confederaziun svizra

Eidgenössisches Departement für Umwelt, Verkehr, Energie und Kommunikation UVEK
Département fédéral de l'environnement, des transports, de l'énergie et de la
communication DETEC
Dipartimento federale dell'ambiente, dei trasporti, dell'energia e delle
comunicazioni DATEC

Bundesamt für Strassen
Office fédéral des routes
Ufficio federale delle Strade

Applications structurales du Béton Fibré à Ultra-Hautes Performances aux ponts

**Anwendungen von Ultra-Hochleistung Faserbeton
im Brückenbau**

**Structural applications of Ultra-High Performance
Fiber-Reinforced Concrete to bridges**

**Ecole Polytechnique Fédérale de Lausanne (EPFL)
Laboratoire de Construction en Béton (IS-BETON)
Dr A. Spasojevic
Dr O. Burdet
Prof. Dr A. Muttoni**

**Projet de recherche AGB 2000/555 sur demande du Groupe
de travail Recherche en matière de ponts (AGB)**

Décembre 2008

631

Avant-Propos

Le béton fibré à ultra-hautes performances (BFUHP) est un nouveau matériau dont les caractéristiques mécaniques sont très supérieures à celles du béton ordinaire : sa résistance à la compression est environ 6 fois plus élevée et se rapproche ainsi de celle de l'acier alors que sa résistance à la traction est environ 4 fois plus élevée que celle d'un béton ordinaire. Malgré ces caractéristiques, l'utilisation de ce matériau pour des structures nouvelles reste limitée. Ceci à cause du coût considérable du matériau, parce que les solutions structurales adaptées à ses caractéristiques spécifiques restent encore partiellement à développer et du fait que les méthodes de dimensionnement du béton armé ordinaire ne s'y appliquent pas nécessairement.

L'ajout d'une grande quantité de fibres, facteur important dans l'augmentation du coût, ne permet qu'une augmentation très limitée de la résistance à la traction. Il assure par contre une augmentation considérable de la capacité de déformation du matériau, qui peut devenir déterminante dans des structures hyperstatiques de faibles dimensions. Le présent rapport présente le comportement des éléments minces non armés et des dalles nervurées précontraintes dans l'optique de la construction des ponts, domaine dans lequel ce nouveau matériau performant peut s'avérer utile pour des applications où les exigences tant mécaniques qu'en matière de durabilité sont élevées.

Le comportement des dalles de roulement est complété par l'étude de leur résistance au poinçonnement, un mode de rupture qui limite souvent la résistance des dalles de roulement des ponts en béton armé. Les résultats de l'étude, supportés par une série d'essais conduite dans le cadre de la thèse de doctorat réalisée dans le cadre du projet, montrent une application prometteuse de la théorie de la fissure critique et peuvent servir pour l'estimation pratique de la résistance au poinçonnement des dalles en BFUHP.

Lausanne, octobre 2008

Prof. Dr Aurelio Muttoni

Résumé

Le Béton Fibré à Ultra-Hautes Performances (BFUHP) est un matériau cimentaire fibré dont chacune des composantes est optimisée pour garantir une compacité maximale, une résistance optimale et des propriétés mécaniques exceptionnelles. Les BFUHP atteignent des résistances à la compression de l'ordre de 180 MPa et des résistances à la traction de l'ordre de 10 MPa. Jusqu'ici, malgré ses avantages, le BFUHP n'a pas été utilisé de manière large comme un matériau de structure. Le présent rapport investigate les propriétés du BFUHP, le comportement des éléments de structure en BFUHP et les exemples de structures déjà réalisées avec ce matériau dans l'optique de son application aux ponts routiers.

Les résultats de cette recherche sont rapportés dans la thèse de doctorat EPFL « Structural implications of ultra-high performance fibre-reinforced concrete in bridge design » par Mme Ana Spasojevic. Cette thèse, disponible en ligne à l'adresse <http://library.epfl.ch/theses/?nr=4051>, traite des points suivants : Possibilités d'innovation structurale dans les ponts en béton, Propriétés du BFUHP, Analyse et dimensionnement des éléments en BFUHP en flexion, Application de la théorie de la plasticité aux poutres hyperstatiques en BFUHP, Flexion et poinçonnement des dalles minces en BFUHP, Applications structurales du BFUHP.

Les points principaux de la thèse (en anglais) sont repris dans le présent rapport en français, allemand et anglais qui en présente les aspects les plus liés à l'application pratique de la recherche au domaine de la construction des ponts.

La recherche se concentre sur le comportement en flexion des éléments de structure en BFUHP. Les éléments minces sans armature autre que les fibres ont un comportement presque plastique à de hauts niveaux de charge. Il est montré théoriquement et expérimentalement que la théorie de la plasticité peut être utilisée pour prédire la charge ultime en flexion d'éléments minces en BFUHP. Il a également été montré expérimentalement que de très minces dalles en BFUHP peuvent résister à des charges locales très intenses, comme par exemple les charges de roues agissant sur les ponts-routes. Le comportement en flexion d'éléments de plus grande hauteur est plus fragile, et ces éléments exigent une armature supplémentaire, conventionnelle ou précontrainte.

Les dalles nervurées en BFUHP offrent une combinaison intéressante entre des dalles minces en BFUHP sans armature et des nervures en BFUHP précontraint. Elles peuvent être utilisées pour former la dalle de roulement d'un pont route. Utilisées comme dalle d'un pont mixte acier-BFUHP, elles conduisent à des structures légères et efficaces. En utilisant les informations contenues dans le rapport, il est possible de concevoir et de dimensionner efficacement ces dalles nervurées en BFUHP.

Zusammenfassung

Ultra-Hochleistungs-Faserbeton (UHLFB) ist ein faserverstärktes, zementöses Material, bei welchem alle Komponenten für eine maximale Kompaktheit, eine optimale Festigkeit und herausragende Materialeigenschaften optimiert wurden. UHLFB erreicht eine Druckfestigkeit von etwa 180 MPa und eine Zugfestigkeit von rund 10 MPa. Trotz den Vorteilen wurde UHLFB bisher nur gelegentlich für Tragelemente verwendet. Dieser Bericht untersucht die Eigenschaften von UHLFB, das Tragverhalten von UHLFB Bauteilen und einige bereits existierende UHLFB Bauwerke mit dem Schwergewicht auf der Bemessung von Strassenbrücken.

Die Resultate dieser Untersuchung sind in der EPFL Dissertation “Structural implications of ultra-high performance fibre-reinforced concrete in bridge design“ von Frau Ana Spasojevic dargelegt. Die Dissertation ist auf der Webseite <http://library.epfl.ch/theses/?nr=4051> verfügbar. Die wichtigsten Schwerpunkte der Dissertation sind: Mögliche Verbesserungen von Stahlbetonbrücken, Materialeigenschaften von UHLFB, Statik und Bemessung von UHLFB Bauteilen unter Biegebeanspruchung, Anwendung der Plastizitätstheorie bei der Bemessung von statisch unbestimmten UHLFB Trägern, Biege- und Durchstanzverhalten von dünnen UHLFB Bauteilen und Anwendungen von UHLFB bei Tragwerken.

Die entscheidenden Punkte der Dissertation (in Englisch) sind diesem Bericht in den Sprachen Französisch, Deutsch und Englisch zusammengefasst. Wobei der Fokus auf die praktische Anwendung von UHLFB bei Strassenbrücken gelegt wurde.

Die Untersuchung richtet sich auf das Biegeverhalten von UHLFB Bauteilen. Dünne Bauteile ohne Bewehrung verhalten sich bei grossen Lastniveaus beinahe plastisch. Es wird analytisch sowie experimentell gezeigt, dass die Plastizitätstheorie angewandt werden kann, um den maximalen Biege widerstand eines dünnen UHLFB Bauteils zu bestimmen. Es wird experimentell dargelegt, dass sehr dünne UHLFB Platten grossen Einzellasten, wie zum Beispiel Radlasten bei Strassenbrücken, widerstehen können. Das Verhalten von dicken Bauteilen unter Biegebeanspruchung ist spröder, deshalb brauchen diese Bauteile zusätzliche schlaaffe Bewehrung oder Vorspannung.

Gerippte UHLFB Platten sind eine interessante Kombination von dünnen UHLFB Bauteilen ohne Bewehrung und vorgespannten UHLFB Rippen. Diese können zum Beispiel zu einer Fahrbahnplatte einer Strassenbrücke zusammengefügt werden. Falls diese Elemente als Fahrbahnplatte bei Stahlverbundbrücken eingesetzt werden, entstehen effiziente Leichtragwerke. Mit den im Bericht präsentierten Informationen können gerippte UHLFB Platten einfach entworfen und bemessen werden.

Summary

Ultra-High Performance Fiber Reinforced Concrete (UHPFRC) is a fiber-reinforced cementitious material in which all components are optimized to ensure a maximum compacity, an optimal strength and outstanding mechanical properties. UHPFRCs reach compressive strengths in the order of 180 MPa and tensile strengths in the order of 10 MPa. So far, in spite of its advantages, UHPFRC has not been used very extensively as a structural material. The present report investigates the properties of UHPFRC itself, of UHPFRC structural elements and examples of existing UHPFRC structures in the perspective of its application to road bridges.

The results of this research are reported in the EPFL doctoral thesis “Structural implications of ultra-high performance fiber-reinforced concrete in bridge design” by Mrs Ana Spasojevic. The main points of the dissertation, available online at <http://library.epfl.ch/theses/?nr=4051>, are: Possibilities for structural improvements in concrete bridges, UHPFRC material properties, Analysis and design of UHPFRC structural elements in bending, Application of the theory of plasticity in the design of statically indeterminate UHPFRC beams, Bending and punching behavior of thin UHPFRC slabs, Structural applications of UHPFRC.

The main points of the dissertation are presented in the present report in French, German and English, which highlights the main points relevant for practical engineering applications of UHPFRC to road bridges.

The research focuses on the bending behavior of UHPFRC structural elements. Thin elements without reinforcement exhibit an almost plastic behavior at high load levels. It is shown, both analytically and in experimental tests, that the theory of plasticity can be applied to predict the bending failure load of thin UHPFRC elements. It is demonstrated experimentally that very thin UHPFRC slabs can resist large concentrated forces, as for instance local wheel loads for road bridges. The behavior of thicker elements in bending is more fragile, and these elements require additional conventional or prestressed reinforcement.

UHPFRC ribbed slabs offer an interesting combination of thin UHPFRC slabs without ordinary reinforcement and UHPFRC prestressed ribs. They can for example be used to form the deck slab of a road bridge. When used as the deck of a steel-composite bridge, they lead to efficient and lightweight structures. Using the information contained in the report, UHPFRC ribbed slabs can be efficiently designed and dimensioned.

Table des matières

Avant-propos	i
Résumé	iii
Zusammenfassung	iv
Summary	v
Table of contents	vii
Rapport	1
F.1 Introduction	1
F.2 Propriétés mécaniques des éléments en BFUHP	2
F.3 Exemples d'application du BFUHP aux ponts	8
F.4 Enseignements	14
F.5 Dalle nervurée en BFUHP	16
F.6 Conclusions	22
Bericht	23
D.1 Einführung	23
D.2 Mechanische Eigenschaften von UHLFB Bauteilen	24
D.3 Anwendung von UHLFB bei Brücken: Beispiele	27
D.4 Erkenntnisse	28
D.5 Gerippte Fahrbahnplatten aus UHLFB	30
D.6 Schlussfolgerungen	32
Report	33
E.1 Introduction	33
E.2 Mechanical properties of UHPFRC members	34
E.3 Application of UHPFRC to bridges: examples	37
E.4 Lessons learned	38
E.5 UHPFRC ribbed deck slab	39
E.6 Conclusions	41
Bibliographie	43
Notations	59

Rapport

Ce rapport présente les aspects les plus importants appris au cours du projet et propose aux ingénieurs quelques applications directes dans le domaine des ponts-routes. Il a été établi sur la base des résultats de la thèse EPFL de Mme Ana Spasojevic. Au besoin, le rapport fait directement appel à la thèse, en s'y référant comme [Spasojevic 2008]. La bibliographie en fin de document inclut toutes les références utilisées dans la thèse, de même que les notations utilisées.

F.1 Introduction

Le Béton Fibré à Ultra-Hautes Performances (BFUHP) est un matériau cimentaire qui peut être considéré comme une extension du béton ordinaire (BO, OC en anglais) et du béton à hautes résistances (HSC en anglais). Effectivement, comme les bétons ordinaires, il est basé sur une matrice cimentaire composée d'agrégats minéraux, de ciment, d'adjuvants et d'eau ; en plus, il contient une assez grande proportion de fibres généralement métalliques. Par contraste avec les formulations de bétons à hautes résistances (C70 à C120), chacune de ses composantes est optimisée pour garantir une compacité maximale, une résistance optimale et des propriétés mécaniques exceptionnelles. Les résultats sont impressionnants, puisque les BFUHP atteignent des résistances à la compression de l'ordre de 180 MPa (6 fois celle du BO) et des résistances à la traction de l'ordre de 10 MPa (4 fois celle du BO). Le module d'élasticité des BFUHP est typiquement plus élevé (50 à 65 GPa) que celui du BO, grâce à la haute qualité de la pâte de ciment et du granulat utilisés. La contrainte d'adhérence du BFUHP est également excellente, de l'ordre de 5 à 10 fois celle du BO. La densité du matériau est légèrement plus élevée que celle du béton ordinaire, à environ 2.7 t/m³.

Grace à sa granulométrie hautement optimisée, également pour ses composantes fines et ultra-fines, le BFUHP a une matrice très dense, avec une porosité basse et une surface lisse (sauf dans les zones où des fibres sortent de la matrice). Le BFUHP présente ainsi des propriétés exceptionnelles en matière de durabilité, permettant la construction d'éléments minces avec des enrobages très faibles. Sa résistance à l'abrasion est également très bonne, ce qui permet son utilisation pour des surfaces exposées à de grandes forces de contact (surfaces de roulement ou hydrauliques). Même en cas de fissuration, la présence d'une grande quantité de fibres (2 à 6% en volume, 160 à 480 kg/m³) assure qu'une fissure qui s'initie dans le BFUHP est immédiatement contrôlée et que son ouverture reste petite, à la limite du visible. Pour certains types d'éléments de structure, il est possible de se passer entièrement de toute armature, ordinaire ou de précontrainte, grâce à la résistance à la traction offerte par les fibres, ce qui conduit à des éléments minces et légers. Le BFUHP a également trouvé un certain nombre d'applications dans la réparation et le renforcement de structures existantes, dans lesquelles, appliqué en couches minces, avec ou sans armature, il peut avantageusement remplacer une surface de béton fissurée et carbonatée par une nouvelle couche étanche et résistante.

Du point de vue de l'exécution, le BFUHP offre l'avantage d'appartenir à la famille des bétons autoplaçants (en anglais SCC), ce qui permet une mise en place très simplifiée du matériau dans le coffrage, même dans des formes compliquées. De plus, le BFUHP a un temps de prise très long, ce qui permet des bétonnages de longue durée. Le matériau peut être préparé à partir de ses composants individuels, comme un béton ordinaire, ou être livré sous forme d'une formule pré-mélangée (pre-mix) incluant les granulats, le ciment et les fines. Le temps total de préparation est typiquement très long, de l'ordre de 10 à 20 minutes ou plus par gâchée (cette durée est due, selon le type de BFUHP, au temps de mélange à sec du pre-mix, au temps de malaxage pour atteindre la consistance prescrite et au temps nécessaire pour l'incorporation des fibres). On peut

approximativement estimer qu'un malaxeur peut produire 1 m³ de BFUHP par heure. Cette valeur est très basse s'il s'agit de préparer une grande quantité du matériau. La préparation du BFUHP est une opération très critique qui doit être effectuée avec précaution : contrairement au béton ordinaire, les propriétés du BFUHP peuvent être très négativement influencées par une procédure de préparation incorrecte. De manière similaire, puisque la distribution des fibres dans la matrice a un effet important sur les propriétés mécaniques, les dimensions, la forme et le flux du matériau dans le coffrage doivent être pris en compte dans la conception de la séquence de bétonnage. Certains BFUHP peuvent développer pleinement leurs propriétés mécaniques avec une cure ordinaire, alors que d'autres nécessitent un traitement thermique. Dans ce cas, une application *in situ* du BFUHP peut devenir compliquée.

Jusqu'ici, malgré ses avantages, le BFUHP n'a pas été utilisé de manière large comme un matériau de structure. Une des raisons provient du coût du matériau, bien plus élevé que celui du BO (actuellement de 5 à 10 fois plus cher). Ce surcoût ne peut pas être entièrement compensé par les économies dues à des quantités plus faibles et la possibilité de diminuer la quantité d'armature. D'autres facteurs, potentiellement plus importants, expliquent la réticence actuelle des maîtres d'ouvrages, concepteurs et entrepreneurs à l'encontre du BFUHP :

1. Les concepts de structure et les domaines d'application appropriés pour le BFUHP ne sont pas encore délimités, avec pour conséquence le fait que les nouvelles structures sont conçues sur la base de concepts qui ont été développés pour d'autres matériaux (béton armé et charpente métallique essentiellement), ce qui résulte en des configurations non optimales.
2. Il y a un manque d'expérience avec le matériau en termes de conception, application pratique et performance effective des structures. En conséquence, les structures conçues peuvent être trop conservatives.
3. Il n'y a pas de règles de dimensionnement généralement applicables et largement acceptées pour les structures en BFUHP, ce qui peut à nouveau conduire à des dimensions non optimales.

F.2 Propriétés mécaniques des éléments en BFUHP

Cette section donne un aperçu de l'état de l'art actuel en matière de BFUHP. Pour plus d'informations, le lecteur se référera au chapitre 4 de [Spasojevic 2008] et à la littérature scientifique (voir en fin du rapport).

F.2.1 Définition

Selon la recommandation française provisoire sur le BFUHP [SETRA, AFGC 2002], le BFUHP est un matériau à matrice cimentaire ayant une résistance caractéristique à la compression dépassant 150 MPa et avec un dosage en fibres suffisant pour atteindre un comportement ductile en traction. Ces propriétés mécaniques distinguent clairement le BFUHP des autres types de béton.

F.2.2 Matrice cimentaire du BFUHP

Les compositions typiques d'un béton ordinaire, d'un béton à hautes performances et d'un BFUHP sont données dans le tableau F.1. Le BFUHP est un béton à granulométrie fine, avec une sélection optimisée de granulats, un haut taux de ciment et de fines (principalement de la fumée de silice), et un rapport eau-liant bas. De plus, la quantité de superfluidifiant utilisée dans le BFUHP est clairement plus élevée que celle utilisée dans le béton normal ou à haute résistance.

Tableau F.1: Compositions typiques du béton ordinaire, du béton à haute résistance et du BFHUP et leurs propriétés mécaniques (d'après [Spasojevic 2008], Table 3.3)
 Typical compositions of ordinary, high-strength and ultra-high performance concrete and corresponding material properties (after [Spasojevic 2008], Table 3.3)

Typische Zusammensetzung von normalem, hochfestem und Ultra-Hochleistungsbeton und den entsprechenden Materialeigenschaften (gemäß [Spasojevic 2008], Tabelle 3.3)

		Ordinary concrete	HSC	UHPFRC
matrice, matrix, Matrix	Composants Component Komponente	[kg/m ³]	[kg/m ³]	[kg/m ³]
	Ciment Portland Portland cement Portland Zement	300 - 375	400 - 500	700 - 1000
	Fumée de silice Silica fume Silkastaub	-	30 - 40	200 - 300
	D_{max}	16 - 32	16 - 32	0.5 - 7
	Superfluidifiant Superplasticizers Superplastifizierer	0 - 4	4	10 - 40
	Eau Water Wasser	160 - 190	160 - 170	110 - 200
	Rapport eau-ciment Water-cement ratio Wasserzementwert	0.40 - 0.60	0.35 - 0.40	< 0.24
	Rapport eau-liant Water/binder ratio Wasserbindemittelwert		0.30 - 0.35	< 0.22
	Fibres, Fasern [kg/m ³]	-	-	> 150
	propriétés, properties, Eigenschaften	Résistance à la compression Compressive strength [MPa] Druckfestigkeit	45	70
Résistance à la traction Tensile strength [MPa] Zugfestigkeit		< 3	< 5	> 8
Module d'élasticité Modulus of elasticity [GPa] Elastizitätsmodul		30 - 40	45	50 - 70
Energie de rupture Fracture energy [J/m ²] Bruchenergie		30 - 200	< 150	< 90 sans/without fibers ohne Fasern > 10 000 avec/with fibers mit Fasern

F.2.3 Fibres utilisées dans le BFUHP

Les fibres sont ajoutées dans le BFUHP pour améliorer ses propriétés de rupture, avec le but de lui donner une ductilité suffisante en traction et en compression. Ceci est atteint par un choix approprié du type et de la quantité de fibres. Elles doivent avoir une résistance et une ductilité suffisantes, fonction de leurs propriétés mécaniques et de leur géométrie. Grâce à la haute contrainte d'adhérence du BFUHP, les fibres appropriées sont courtes, rectilignes et lisses. L'arrachage progressif des fibres (généralement sans qu'elles ne se rompent) cause le comportement ductile du BFUHP en traction. Pour transférer des forces avec une petite ouverture de fissure et pour reprendre des efforts de

traction sans se rompre, un haut module d'élasticité et une haute résistance sont nécessaires. Des fibres en acier avec un module de 200 GPa et une résistance de l'ordre de 1'000 à 3'000 MPa sont typiquement utilisées, avec une déformation à la rupture de 3 - 4 % [Denarié 2005]. Les fibres utilisées dans le BFUHP sont caractérisées par leur élancement l_f/d_f , où l_f est la longueur nominale de la fibre et d_f son diamètre. Pour une bonne application dans le BFUHP, les fibres devraient avoir un élancement inférieur à 100 environ.

F.2.4 Comportement mécanique du BFUHP en compression et en traction

La figure F.1 montre des courbes de chargement typiques du comportement mécanique du BFUHP, avec les courbes correspondantes pour un béton ordinaire et un béton à haute résistance. En compression (fig. F.1a), l'augmentation de la résistance est importante, grâce à la formulation optimale de la matrice et à la haute qualité des granulats. La grande résistance résiduelle après la valeur maximale, obtenue grâce aux fibres, est également importante.

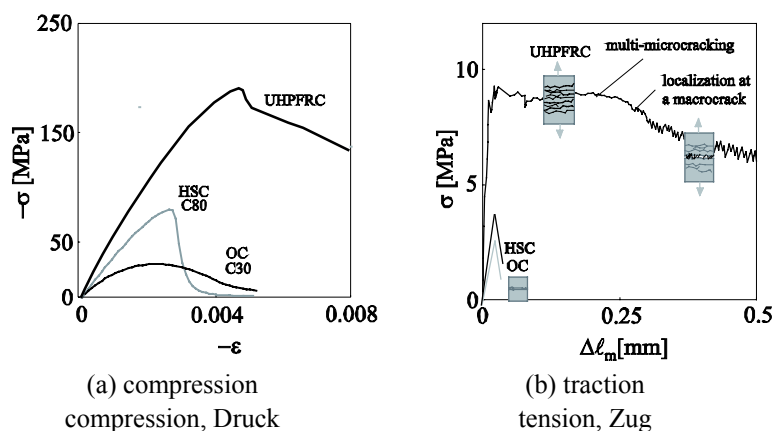


Figure F.1: Comportement mécanique du BFUHP en compression et en traction (selon [Spasojevic 2008], Fig. 3.1)

Mechanical behavior of UHPFRC in compression and tension (after [Spasojevic 2008], Fig. 3.1)

Mechanisches Verhalten von UHLFB unter Druck- und Zugbeanspruchung (gemäss [Spasojevic 2008], Fig. 3.1)

En traction (fig. F.1b), la différence est plus prononcée: alors que le béton ordinaire perd presque instantanément sa résistance après la valeur maximale, le BFUHP voit une augmentation de sa capacité en traction après la fissuration initiale, suivie d'un assez long plateau sur lequel la résistance à la traction reste constante, avec une augmentation de l'élongation de l'élément. Au cours de cette phase, un grand nombre de petites fissures appelées microfissures se développent. Dans la phase finale, une fois que la localisation s'est produite à une seule fissure, appelée macrofissure, la résistance à la traction diminue, mais sans chute brutale.

F.2.5 Comportement mécanique du BFUHP en flexion

L'application du BFUHP à des éléments en flexion résulte de ses propriétés en compression et en traction. Grâce à son comportement ductile en traction, les éléments fléchis minces en BFUHP ont un comportement structural ductile. Par contre les éléments de plus grande hauteur, dans lesquels les effets d'échelle sont prononcés, ont un comportement plus fragile.

Cela s'observe dans la figure F.2 qui montre la relation moment-courbure analytique pour des éléments rectangulaires d'épaisseur diverses (le moment $M_{el,max}$ est défini dans l'éq. F.1). Les éléments de faible épaisseur (moins de 75 mm) n'ont qu'une faible perte de leur capacité flexionnelle après la valeur maximale. Cela n'est pas le cas pour des

éléments de plus grande hauteur, qui perdent une partie importante de leur capacité après leur valeur maximale.

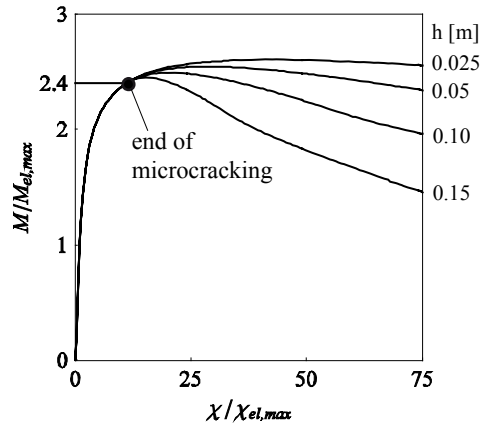


Figure F.2: Relations moment-courbure normalisées pour des éléments en BFUHP en flexion de diverses hauteurs (d'après [Spasojevic 2008], Fig. 5.20a)
 Normalized moment-curvature relationships for UHPFRC members in bending with various section depths (after [Spasojevic 2008], Fig. 5.20a)
 Normalisierte Momenten-Krümmungsbeziehung für UHLFB Bauteile mit verschiedenen Querschnittshöhen unter Biegebeanspruchung ([Spasojevic 2008], Fig. 5.20a)

Eléments fléchis de grande épaisseur en BFUHP

Comme il vient d'être vu, de grands éléments en BFUHP ne peuvent pas être construits en utilisant uniquement du BFUHP, à cause de leur comportement fragile. Une solution prometteuse est d'utiliser de l'armature passive ou précontrainte, afin d'assurer un comportement adéquat (Fig. F.3a). A cause de la grande résistance à la traction du matériau, qui ne diminue pas soudainement après la fissuration, la contribution du BFUHP en traction peut contribuer significativement à la capacité porteuse d'éléments précontraints en BFUHP. En première approximation, cependant, les éléments précontraints peuvent être dimensionnés comme des éléments en précontrainte totale en béton ordinaire, en incluant l'amélioration de la résistance à la compression et à la traction ainsi que le module d'élasticité du matériau, mais en négligeant la possible augmentation de la capacité flexionnelle après la fissuration de la matrice.

Eléments fléchis minces en BFUHP

Comme le montre la figure F.2, la situation est bien plus favorable pour des éléments minces (poutres ou dalles, fig. F.3b), dans lesquels les effets d'échelle sont bien moins prononcés.

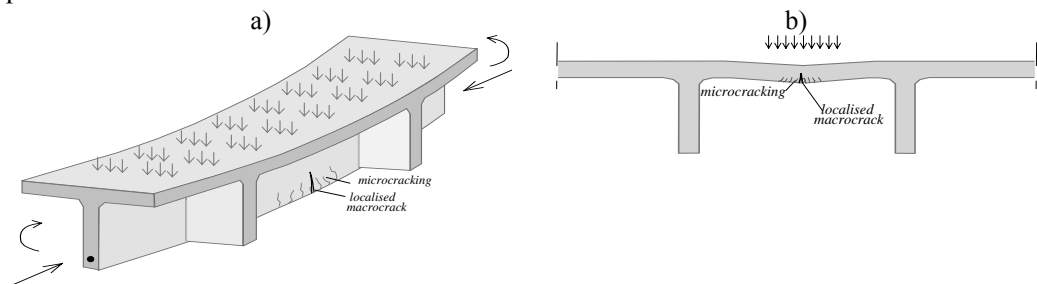


Figure F.3: Eléments en BFUHP en flexion : a) éléments de grande hauteur, avec armature de précontrainte; b) éléments minces sans armature sauf les fibres (selon [Spasojevic 2008], fig. 4.1)
 UHPFRC structural elements in bending a) deep elements, with prestressing reinforcement; b) thin elements without reinforcement except for fibres (after [Spasojevic 2008], Fig. 4.1)
 Verhalten von UHLFB Tragelementen unter Biegebeanspruchung a) dickes Bauteil

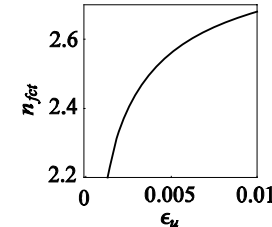
mit Vorspannung; b) dünnes Bauteil ohne Bewehrung (mit Ausnahme der Fasern)
(gemäss [Spasojevic 2008], Fig. 4.1)

Cette catégorie d'éléments peut être réalisée en BFUHP seul (utilisant la résistance à la traction des fibres, mais sans armature ordinaire ou précontrainte) et avoir un comportement satisfaisant à l'état limite ultime. Puisque le moment repris par un élément mince en BFUHP reste approximativement constant après la fin de la phase de microfissuration, une relation moment-courbure simplifiée peut être utilisée (fig. F.4). Dès le début de l'ouverture d'une fissure à la fibre tendue, l'essentiel de l'augmentation de la courbure est lié à l'ouverture de la macrofissure, alors que le moment correspondant reste presque constant. Le moment maximum à la fin de la phase de microfissuration $M_{pl,max}$ peut être utilisé comme une valeur approximative du moment plastique que peut prendre la section.

En pratique, la capacité flexionnelle élastique-parfaitement plastique d'une section peut être exprimée comme celle d'une section au comportement linéaire élastique, avec une résistance à la traction fictive $n_{ct} \cdot f_{ct}$ (Fig. F.5). Pour une section rectangulaire, le moment résistant M_R est donné par l'équation F.1 (voir [Spasojevic 2008], Eq. 4.15) :

$$M_R = M_{pl,max} = n_{f_{ct}} \cdot M_{el,max} = n_{f_{ct}} \cdot f_{ct} \cdot \frac{bh^2}{6} \quad (F.1)$$

où $n_{f_{ct}}$ représente le rapport entre le moment de flexion à la fin de la phase de microfissuration et le moment élastique correspondant à la résistance à la traction f_{ct} (cf fig. F.2). Cette valeur est indépendante de la taille de l'élément et donc une propriété du matériau, pour une section rectangulaire. Pour les BFUHP typiques, avec un allongement de rupture ε_u entre 1 et 3 ‰, la valeur de $n_{f_{ct}}$ varie très peu, entre 2.1 et 2.5. L'équation F.2 donne une expression analytique pour déterminer la valeur de $n_{f_{ct}}$ sur la base des propriétés du matériau considéré (le graphique est pour $f_{ct} = 10$ MPa et $E_c = 60$ GPa).

$$n_{f_{ct}} = 3 - \frac{2\sqrt{2}}{\sqrt{\left(\frac{E_c \varepsilon_u}{f_{ct}} + \sqrt{\left(\frac{2E_c \varepsilon_u}{f_{ct}} - 1\right)}\right)}} \quad (F.2)$$


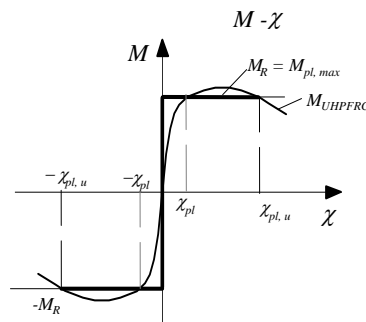


Figure F.4: Relation moment-courbure pour une section rectangulaire en BFUHP et pour un matériau idéalisé rigide-parfaitement plastique ([Spasojevic 2008], fig. 5.17)
Moment-curvature relationship of a rectangular UHPFRC section and of an idealised rigid-perfectly-plastic material ([Spasojevic 2008], Fig. 5.17)
Momenten-Krümmungsbeziehung eines rechteckigen UHLFB Querschnittes und eines idealisierten starr-perfekt-plastischen Materials ([Spasojevic 2008], Fig. 5.17)

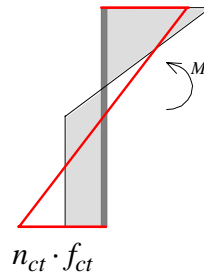


Figure F.5: *Distribution des contraintes sur la hauteur de la section de BFUHP et distribution équivalente linéaire élastique*
Actual stress distribution over the depth of the UHPFRC section and equivalent linear-elastic stress distribution
Effektive Spannungsverteilung eines UHLFB Querschnitts und eine äquivalente linear-elastische Spannungsverteilung

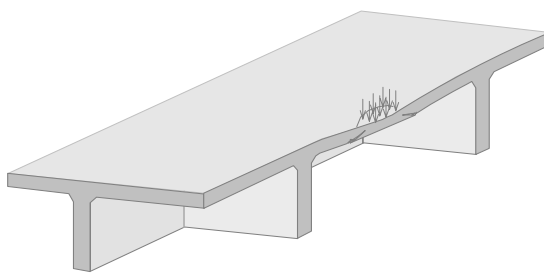
Grâce à leur comportement plastique, les éléments minces en BFUHP peuvent être conçus de manière très similaire à des éléments ordinaires en béton armé, avec la capacité d'endurer de grandes déformations avant la rupture, et ainsi de redistribuer les efforts intérieurs. Cela les rend également très sûrs, puisqu'ils ont une grande déformation à la rupture, qui donne un signal annonciateur. Des essais en laboratoire rapportés dans la section 6.1 de [Spasojevic 2008] ont démontré la formation de lignes de rupture dans les éléments de dalle minces en BFUHP sans armature (fig. F.6). Les méthodes de dimensionnement plastique peuvent donc être appliquées directement à ce type d'élément.



Figure F.6: *Lignes de rupture dans une dalle mince essayée en flexion ([Spasojevic 2008], fig. 6.14b)*
Yield lines in a thin plate tested in bending ([Spasojevic 2008], Fig. 6.14b)
Fliesslinien bei einer dünnen Platte, getestet unter Biegebeanspruchung ([Spasojevic 2008], Fig. 6.14b)

F.2.6 Comportement mécanique au poinçonnement des éléments en BFUHP

Les éléments très minces en BFUHP soumis à de grandes charges transversales concentrées, comme par exemple dans le cas des dalles de ponts, pourraient se rompre par poinçonnement (figure F.7). Les résultats présentés dans la section 6.3 de [Spasojevic 2008] montrent que même des éléments très minces en BFUHP peuvent résister à des charges concentrées de grande amplitude. En pratique, une épaisseur minimale de 33 mm garantit qu'aucune rupture par poinçonnement ne se produira dans des dalles de roulement de pont. Comme il sera vu à la section F.3, cette contrainte n'est presque jamais active car l'épaisseur résultant des exigences de la flexion est typiquement plus grande que cette valeur.



*Figure F.7: Mode de rupture par poinçonnement d'une dalle de roulement en BFUHP
 ([Spasojevic 2008], Fig. 6.2)
 Punching shear failure mode of a UHPFRC bridge deck slab
 ([Spasojevic 2008], Fig. 6.2)
 Durchstanzversagen einer UHLFB Fahrbahnplatte einer Brücke
 ([Spasojevic 2008], Fig. 6.2)*

F.2.7 Effets différés du BFUHP

Le BFUHP est un matériau cimentaire, et en tant que tel, il subit des effets différés tout comme le béton ordinaire. Avec des différences importantes, cependant.

Retrait

La composante principale du retrait du BFUHP provient du retrait endogène, au cours duquel l'eau est consommée par l'hydratation du ciment. Pour des éléments préfabriqués, l'effet du retrait est moins important que pour les éléments coulés en place, car une grande partie se produit avant que les éléments ne soient assemblés sur le chantier, et n'a donc aucune influence sur le comportement de la structure dans son ensemble. Il faut cependant prendre garde que les coffrages soient conçus de manière appropriée pour éviter une fissuration au jeune âge du BFUHP, alors qu'il se trouve encore dans le moule. Après le traitement thermique (s'il est nécessaire), le retrait résiduel est pratiquement nul

Fluage

Le fluage est une augmentation graduelle de la déformation sous contraintes constantes. En plus d'une augmentation des flèches des éléments en flexion, le fluage a pour conséquence une réduction de l'effort de précontrainte par suite du raccourcissement de l'élément. Les valeurs observées du fluage pour les éléments en BFUHP sont très basses, avec un coefficient final de fluage ϕ de l'ordre de 0.6. Pour les éléments qui ont subi un traitement thermique, cette valeur s'abaisse à approximativement 0.2.

Dans l'ensemble, les effets différés sont bien moins importants pour le BFUHP que pour les éléments en béton ordinaire, même s'ils ne sont pas complètement négligeables, notamment au jeune âge.

F.3 Exemples d'application du BFUHP aux ponts

Le BFUHP est un matériau léger, compact et résistant qui peut être moulé dans des formes complexes. Son plus proche concurrent est l'acier de charpente métallique, avec lequel il partage plusieurs propriétés. Il n'est dès lors pas surprenant que ses premières applications aient été dans les domaines des éléments de toiture, des passerelles, des ponts routiers et des éléments protecteurs dans des environnements hydrauliques et agressifs, dans lesquels une ou plusieurs de ces propriétés étaient nécessaires.

La première application du BFUHP en 1997-1998 est un bon exemple : des poutres précontraintes de forme conventionnelle, mais avec des dimensions considérablement plus petites que pour des éléments en béton armé, et avec une durabilité accrue ont été

utilisées pour remplacer des poutres en acier corrodées dans l'environnement agressifs des tours de refroidissement des centrales nucléaires de Cattenom et de Civaux en France [Resplendino 2004], [Acker, Behloul 2004]. Des exemples de toitures en BFUHP sont donnés au chapitre 7 de [Spasojevic 2008].

F.3.1 Passerelles pour piétons

Les passerelles pour piétons sont typiquement des structures légères avec souvent des formes étudiées architecturalement et structurellement. Dans bien des cas, elles sont situées dans des parcs ou autres lieux publics qui ne sont pas toujours accessible à un équipement de chantier lourd, ce qui favorise l'utilisation d'éléments de construction légers. Plusieurs passerelles réussies ont été construites jusqu'ici, avec divers systèmes constructifs et statiques.

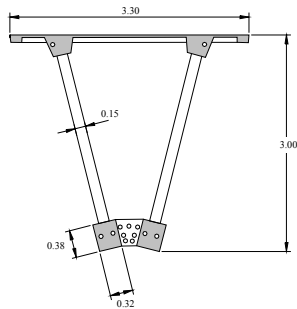
La première passerelle en BFUHP a été construite en 1997 à Sherbrooke (figure F.8a). Longue de 60 m et large de 3.3 m, c'est une structure en treillis avec une précontrainte extérieure longitudinale, sans armature passive. Tous les éléments de la superstructure (treillis et dalle) sont en BFUHP précontraint [Adeline, Cheyrezy 1998], [Blais, Couture 1999]. Cette passerelle a été conçue pour utiliser pleinement la résistance à la compression du BFUHP confiné dans des tubes en acier inoxydable. Les barres en traction du treillis sont précontraintes. La dalle de roulement de seulement 30 mm d'épaisseur transmet les charges au treillis.

Un treillis a également été choisi pour la passerelle Gärtnerplatz, construite plus récemment à Kassel (2007, Allemagne), d'une longueur totale de 133.2 m avec une largeur de 5 m et une portée principale de 36 m (figure F.8b) : la dalle a été construite en utilisant un BFUHP développé en Allemagne [Fehling et al. 2004]. La passerelle innove en plus par son application de liaisons collées entre les éléments de structure.

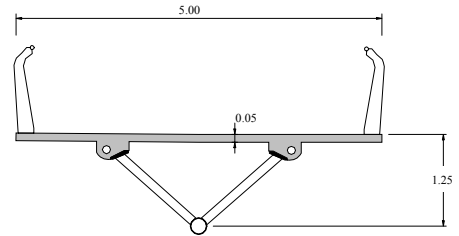
La passerelle Sakata-Mirai (figure F.8c) est une poutre simple de 50 m de portée et d'une largeur de 2.4 m. La section est en caisson avec des âmes évidées. De conception simple, nécessitant un temps de construction inférieur et plus durable que les solutions alternatives, c'est une des applications les plus réussies du BFUHP aux passerelles [Tanaka et al. 2002].

La passerelle Seonyu à Séoul, figure F.8 d, est une arche précontrainte en BFUHP d'une portée de 120 m et d'une largeur de 4.3 m [Behloul, Lee 2003]. La dalle supérieure a une épaisseur de 30 mm, avec des nervures transversales précontraintes. La structure est équipée d'amortisseurs de masse accordée pour limiter les problèmes de vibration.

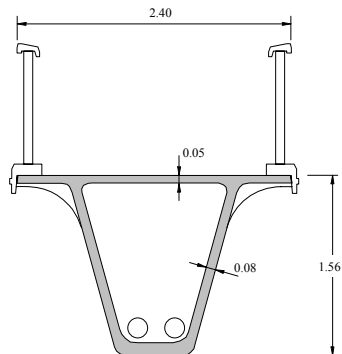
Le tableau F.2 résume toutes les dimensions et propriétés importantes de ces passerelles.



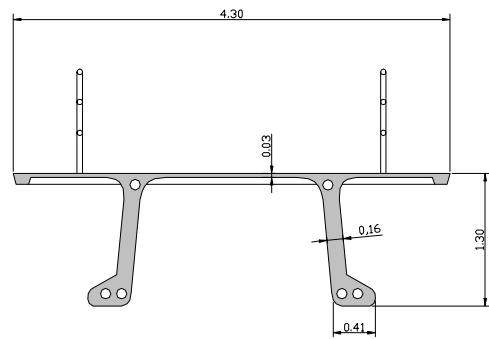
(a) Sherbrooke (1997, Canada, Kanada)



(b) Gärtnerplatz, 2007, Kassel, Allemagne, Germany, Deutschland)



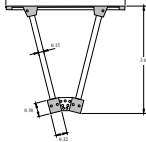
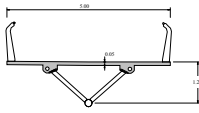
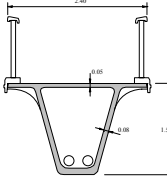
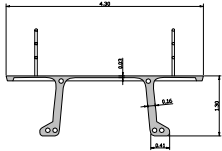
(c) Sakata-Mirai (2002, Japon, Japan)



(d) Seonyu (2002, Seoul, Corée, Korea).

Figure F.8: Exemples de passerelles en BFUHP (d'après [Spasojevic 2008], Fig. 7.2)
 Examples of UHPFRC footbridges (after [Spasojevic 2008], Fig. 7.2)
 Beispiele von UHLFB Fussgängerbrücken (gemäß [Spasojevic 2008], Fig. 7.2)

Table F.2: Principaux paramètres des passerelles pour piétons représentatives en BFUHP (d'après [Spasojevic 2008], tableau 7.1)
 Main structural characteristics of representative UHPFRC footbridges (after [Spasojevic 2008], Table 7.1)
 Statische Kennwerte für representative UHLFB Fussgängerbrücken (gemäss [Spasojevic 2008], Tabelle 7.1)

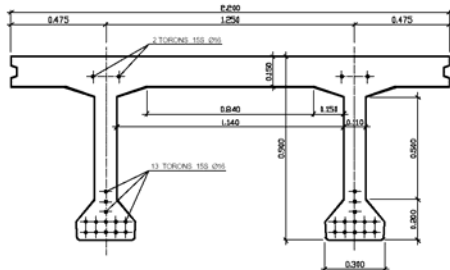
	Sherbrooke	Gärtnerplatz	Sakata-Mirai	Seonyu footbridge
année de construction built in Baujahr	1997	2007	2002	2002
caractéristiques characteristics Charakteristika	Treillis (BFUHP confiné dans les diagonales) Truss (confined UHPFRC in diagonals) Fachwerk (ummantelte UHLFB Diagonale)	Treillis métallique Steel truss Stahlfachwerk	Caisson à hauteur variable Variable box cross section Variabler Kastenquerschnitt	Arc à section ouverte π -shaped UHPFRC arc π -förmiger UHLFB Bogen
portée span ℓ Spannweite width Breite	60 [m]	36	50	120
ℓ/h	20	28	32	92
h_{slab}	0.03 [m]	0.08	0.05	0.03
h_{equiv}	0.15 [m]	0.085-0.12	0.18	0.12*
matériau material Material	Ductal	UHPFRC (Allemagne, Germany, Deutschland)	Ductal	Ductal
Section cross section Querschnitt				

*selon/according to/gemäss Behloul 0.23 m³/m²

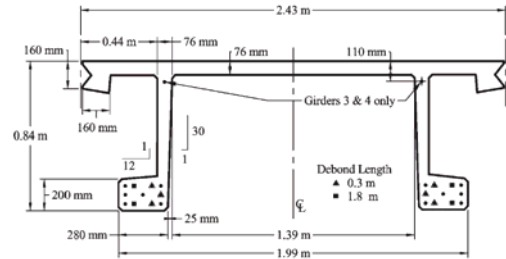
F.3.2 Ponts routiers

Quelques ponts routiers en BFUHP ont été construits jusqu'à présent, essentiellement en France [Thibaux, Tanner 2002], [Resplendino, Bouteille 2006], aux Etats-Unis [Park et al. 2003], [Graybeal, Hartmann 2005], [Naaman, Chandrangsu 2004], au Canada, en Australie [Cavill, Chirgwin 2003] et en Italie [Meda, Rosati 2003]. Toutes les solutions utilisent des poutres, avec une section fermée ou ouverte. Dans certains cas, les poutres et la dalle de roulement sont entièrement faites en BFUHP. Dans d'autres cas, les poutres sont faites en BFUHP alors que la dalle de roulement est en béton ordinaire.

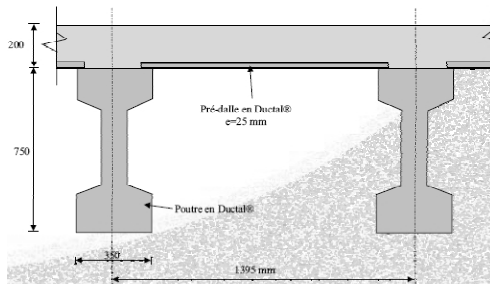
La figure F.9 montre quatre exemples représentatifs de ponts routiers en BFUHP déjà construits, avec leur section transversale. Le tableau F.3 donne leurs principaux paramètres. L'épaisseur équivalente h_{equiv} est utilisée pour comparer l'efficacité des systèmes utilisés. Toutes les poutres des ponts montrés au tableau F.3 étaient préfabriquées et précontraintes longitudinalement. Le caisson du pont PS24 sur l'autoroute A51 en France n'a que de la précontrainte extérieure.



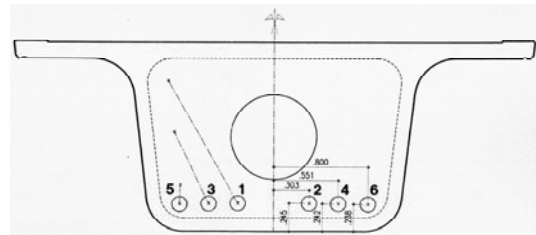
a) Bourg-lès-Valence (2001, France)



b) Virginia (2004, Etats-Unis, USA)



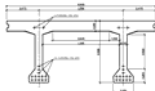
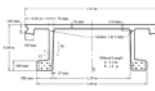
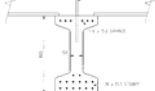
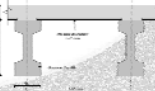

c) St-Pierre-la-Cour (2005, France)



d) PS34, La Chabotte (2006, France)

Figure F.9: Exemples de ponts en BFUHP (d'après [Spasojevic 2008], figs 7.6 à 7.6)
 Examples of UHPFRC road bridges (after [Spasojevic 2008], Figs 7.3 to 7.6)
 Beispiele von UHLFB Strassenbrücken (gemäss [Spasojevic 2008], Fig. 7.3 bis 7.6)

Table F.3: Principaux paramètres des ponts routes représentatifs en BFUHP
 (selon [Spasojevic 2008], chap. 7)
 Main structural characteristics of representative UHPFRC road bridges
 (after [Spasojevic 2008], chap. 7)
 Statische Kennwerte für representative UHLFB Strassenbrücken
 (gemäss [Spasojevic 2008]Kap. 7)

	Bourg-lès-Valence, France	Road Bridge Virginia, USA	Shepherds Creek, Australia	Saint-Pierre-la-Cour France	PS34, bridge over A51, La Chabotte, France
année de construction built in Baujahr	2001	2004	2004	2005	2006
caractéristiques characteristics Charakteristika	5 poutres à deux âmes par portée 5 double web girders per span 5 Doppelsteg-träger pro Spannweite	2 poutres à deux âmes 2 double web girders 2 Doppelsteg-träger	16 poutres avec dalle BO 16 girders with RC slab 16 Träger mit Stahlbetonplatte	10 poutres avec dalle BO 10 girders with RC slab 10 Träger mit Stahlbetonplatte	caisson monocellulaire single cell box girder einzelliger Kastenquerschnitt
portées spans ℓ Spannweiten	[m] 20.75 / 22.75	21	15	19	47.4
largeur width Breite	[m] 12.2	4.8	20.8	12.6	4.4
ℓ/h	23, 25	25	25 (girder)	25 (girder)	30
h_{slab}	[m] 0.15	0.076	-	-	0.12 / 0.14 ¹
largeur âmes web width Stegbreite	[m] 0.11	0.064 / 0.076	0.10	0.14	0.14
h_{equiv}	[m] 0.25	0.17	0.08 (poutres, girders, Träger)	\approx 0.12 (poutres, girders, Träger)	0.28
matériau material Material	BSI 3% steel fibres	Ductal 2% steel fibres	Ductal 2% steel fibres	Ductal,	BCV, Vinci
section cross section Querschnitt					

¹ dalle supérieure, respectivement inférieure ; upper and lower slabs respectively ; untere bzw. obere Platte

F.4 Enseignements

Les sections précédentes ont montré le comportement du BFUHP en tant que matériau et dans des éléments de structures, ainsi que des exemples de structures réalisées. Pour une application réussie, les éléments en BFUHP doivent exploiter plusieurs des avantages du matériau tout en évitant les difficultés qui y sont liées. Les principes suivants peuvent être utiles dans ce cadre :

- 1.) Les éléments de structure en BFUHP devraient de préférence **être préfabriqués**, pour que la longue et complexe séquence de préparation du matériau, ainsi que dans certains cas le traitement thermique puissent être résolus efficacement. Par leur légèreté, les éléments de structure en BFUHP peuvent facilement être transportés et mis en place sur le chantier. La vitesse de construction est également un avantage de cette solution.
- 2.) La quantité de matériau doit être minimisée en exploitant pleinement les avantages de mise en place du matériau pour le mouler dans des **formes aux parois minces** qui fournissent efficacement résistance et rigidité par leur géométrie.
- 3.) Les éléments de structure en BFUHP peuvent être conçus sans **protection additionnelle** contre les actions environnementales.
- 4.) L'utilisation d'**armature passive devrait être évitée** autant que possible pour conserver la plus grande liberté dans le choix de la forme (pt. 2) et pour simplifier la préparation des éléments de structures.
- 5.) La **précontrainte** est à utiliser dans les zones où la résistance à la traction du matériau est insuffisante pour reprendre les charges. Cela est particulièrement vrai pour les grands éléments en traction ou en flexion. La précontrainte peut être appliquée soit par fils ou torons adhérents tendus avant la mise en place du matériau, soit par post-contrainte après le bétonnage, ce qui permet des trajectoires plus complexes.
- 6.) Les **éléments minces en flexion** sont plus favorables que les plus épais. Les éléments dont l'épaisseur ne dépasse pas 75 mm peuvent être construits sans aucune armature en plus des fibres, assurant un comportement correct à l'état limite de service et à l'état limite ultime.

Les observations supplémentaires suivantes sont tirées des ponts en BFUHP existants :

- 7.) Pour les passerelles pour piétons, divers systèmes structuraux peuvent être utilisés, allant des arcs aux treillis et aux poutres avec des sections ouvertes ou fermées.
- 8.) Pour les ponts routiers, le seul système utilisé jusqu'ici est la poutre, avec diverses solutions pour la section.
- 9.) A part dans les cas de renforcement de structures existantes, tous les éléments de structures utilisés jusqu'à présent étaient préfabriqués et assemblés sur le chantier, souvent avec l'aide de la précontrainte.

La figure F.10 montre l'application des principes 1-6 ci-dessus, ainsi que l'élanement et l'épaisseur équivalente pour quelques ponts décrits dans la section F.3. Puisque les passerelles remplissent presque complètement ces principes (à l'exception de la précontrainte transversale), seule la passerelle de Sherbrooke est montrée. Cette figure montre que les éléments de ponts construits jusqu'ici en BFUHP n'optimisent pas tous les aspects de leur application. Les cas qui correspondent le mieux à ces principes sont la passerelle de Sherbrooke et le pont routier de Virginie.

Il importe de noter que tous les ponts en BFUHP construits jusqu'ici, à l'exception de la passerelle de Kassel, étaient essentiellement des ponts en poutre simple, sans zones importantes en moment négatif dans le sens longitudinal. Cette configuration offre l'avantage que les éléments de la dalle de roulement sont toujours en compression, de

sorte que les joints entre les éléments préfabriqués ne s'ouvrent pas. Pour les structures dans lesquelles des moments négatifs sont présents, il est nécessaire d'appliquer une précontrainte longitudinale suffisante pour garder les joints fermés sous charges de service, comme cela a été fait pour la passerelle de Kassel.

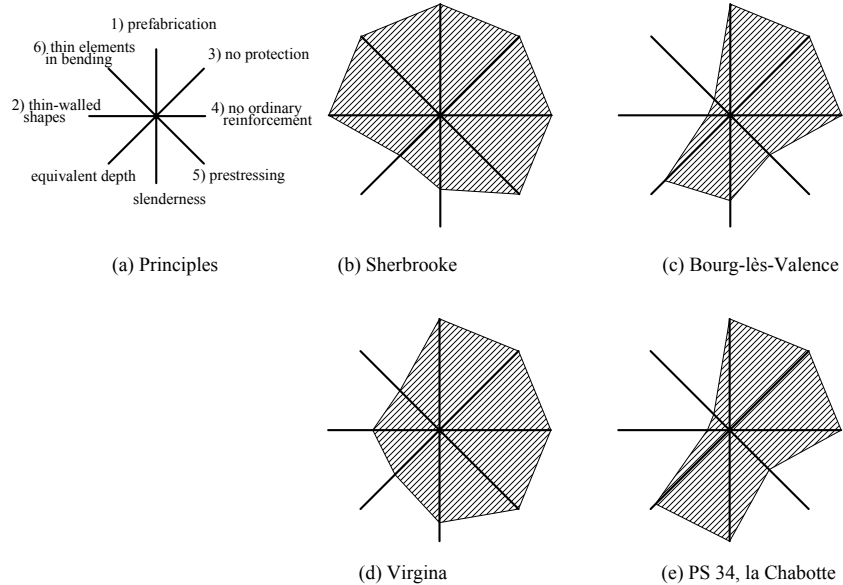


Figure F.10: Application des principes aux ponts en BFUHP

(sauf pour l'épaisseur équivalente, les valeurs les plus grandes sont meilleures)

Application of the main principles to UHPFRC bridges

(except for equivalent depth, bigger values are better)

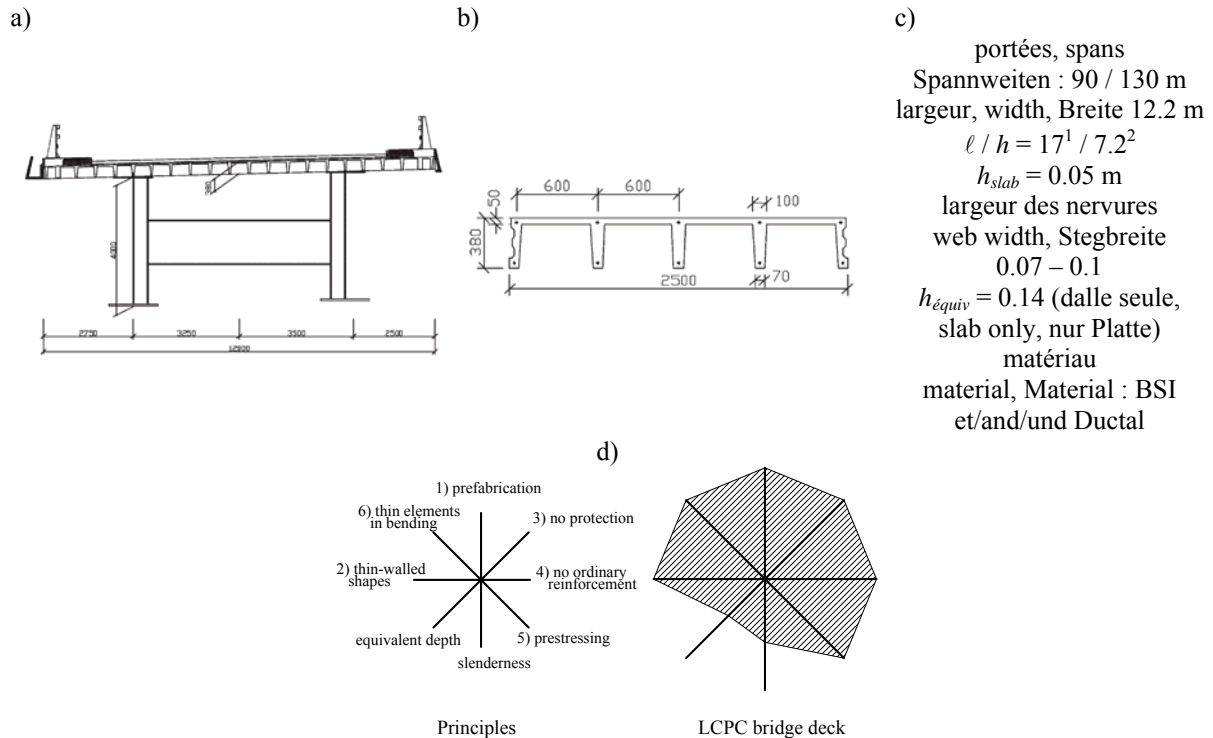
Anwendungen der Hauptgrundsätze an UHLFB Brücken

(Ausser für die äquivalente Höhe gilt: je grösser der Wert, desto besser)

Dans la direction transversale, les solutions construites jusqu'ici n'ont que de petits porte-à-faux, ce qui limite les moments négatifs. Puisque toute la largeur de la section est habituellement coulée en une pièce, il n'est pas absolument nécessaire d'éviter les moments négatifs. En les limitant, on peut cependant diminuer la quantité de précontrainte transversale requise, ou l'éviter complètement comme c'est le cas dans le passage supérieur PS 34.

F.5 Dalle nervurée en BFUHP

Sur la base des leçons présentées dans la section F.4, l'élément de structure le plus prometteur qui peut être réalisé en BFUHP est la dalle avec des nervures précontraintes et une dalle mince sans armature. Dans les ponts, son application principale est pour les dalles de roulement, mais ce système pourrait également être appliqué à une travée entière d'un pont court. Ce système a déjà été proposé dans le cadre d'un projet pilote au LCPC en France [Toutlemonde et al. 2005].



- ¹ élancement de la dalle entre les poutres longitudinales
slab's span-to-depth ratio between longitudinal beams
Verhältnis der Spannweite zu Höhe der Platte zwischen den Längsträgern
- ² élancement du porte-à-faux / span-to-depth ratio of slab's cantilever part
Verhältnis der Spannweite zu Höhe der Platte bei der Auskragung

Figure F.11: a) section du projet-pilote avec dalle nervurée sur poutres métalliques; b) élément de base de la dalle nervurée [Toutlemonde et al. 2005] ; c) caractéristiques principales de la structure (d'après [Spasojevic 2008], Fig. 7.7) ; d) propriétés de la dalle nervurée du LCPC en comparaison avec les principes pour les ponts en BFUHP (sauf pour l'épaisseur équivalente, les valeurs plus grandes sont meilleures)

a) cross section of road bridge pilot project with UHPFRC ribbed deck slab on steel girders; b) repetitive element of ribbed deck slab; c) Main properties of the structure (after [Spasojevic 2008], Fig. 7.7) ; d) properties of the LCPC ribbed bridge deck slab in comparison with the main principles for UHPFRC bridges (except for equivalent depth, bigger values are better)

a) Strassenbrückenquerschnitt eines Pilotprojekt mit einer gerippten UHLFB Fahrbahnplatte auf Stahlträger ; b) Teilelement einer Fahrbahnplatte; Kennwerte des Tragwerkes (gemäß [Spasojevic 2008], Figur 7.7) ; c) Hauptabmessungen des Brückenprojektbeispiels; d) Beurteilung der Eigenschaften einer LCPC Fahrbahnplatte anhand der Hauptgrundsätze einer UHLFB Brücke (Ausser für die äquivalente Höhe gilt: je grösser der Wert, desto besser)

Il est intéressant de noter dans la figure F.11d que cette solution répond très bien aux principes de la figure F.10.

Les sections qui suivent montrent des applications possibles des dalles nervurées en BFUHP et présentent une approche de leur dimensionnement basée sur les résultats de tests en laboratoire et de simulations numériques rapportées au chapitre 4 de [Spasojevic 2008], et tenant compte des règles existantes pour le dimensionnement des éléments en BFUHP.

F.5.1 Applications possibles

Comme les ponts en béton armé et précontraint sont très efficaces et peu sensibles au poids de leur dalle de roulement, les solutions présentées ci-après se concentrent sur les dalles de roulement de ponts mixtes. Les dalles nervurées en BFUHP peuvent être utilisées dans les nouvelles constructions pour des structures mixtes acier-BFUHP, comme le montre la fig. F.12a. Dans ce cas, en conservant les cotes principales du projet, l'utilisation d'une dalle nervurée en BFUHP permet une diminution de presque 50 % du poids de la dalle de roulement, ce qui peut conduire à des économies substantielles dans la quantité d'acier des poutres principales. De plus, l'utilisation d'éléments préfabriqués peut accélérer la construction.

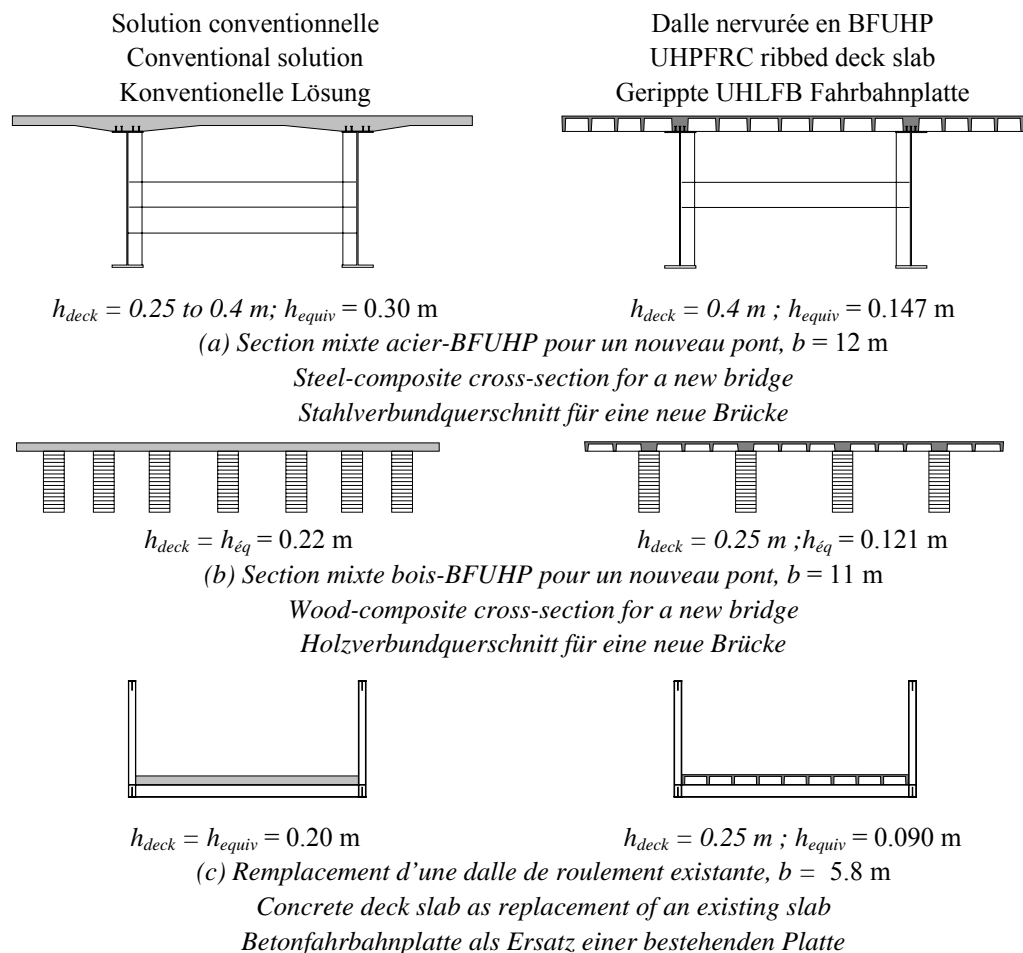


Figure F.12: Applications possibles des dalles nervurées en BFUHP

Possible applications of UHPFRC ribbed deck slabs

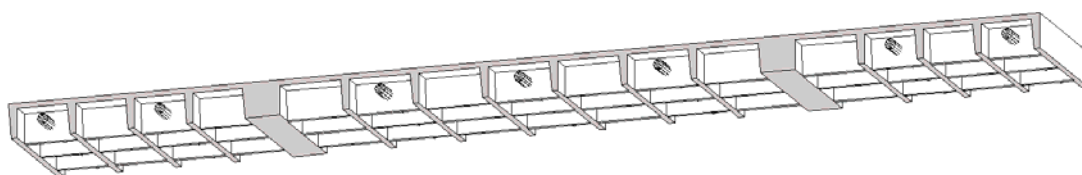
Mögliche Anwendungen von gerippten UHLFB Fahrbahnplatten

Les économies de poids sont également substantielles dans l'exemple mixte bois-BFUHP de la fig. F.12b, puisque le poids de la dalle de roulement, qui compte pour une grande partie du poids propre, peut également être réduit de presque 50 %. Dans ce cas, on peut supposer que le nombre de poutres peut être réduit de 7 à 4, pour une économie

importante. De plus, la nouvelle section est mieux équilibrée, avec de plus grands porte-à-faux pour protéger les poutres en bois.

Quand une dalle existante doit être remplacée sur un pont en treillis en auge, comme le montre la fig. F.12c, il importe que le poids de la nouvelle dalle soit aussi faible que possible, dans certains cas même inférieur à celui de la dalle existante. Dans ce contexte, les dalles nervurées en BFUHP peuvent être très compétitives.

La figure F.13 montre une vue tri-dimensionnelle des éléments de dalle nervurés pour les trois cas de la fig. F.12. Typiquement, les éléments ont une longueur d'environ 2.5 m et sont assemblés longitudinalement par une précontrainte extérieure. Dans le cas du remplacement d'une dalle existante pour un treillis existante, cette précontrainte pourrait être omise si l'espacement des appuis transversaux est suffisamment faible.



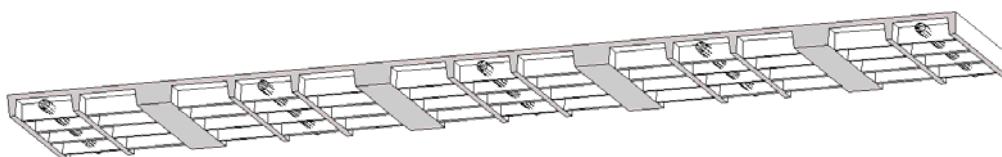
(a)

Elément de dalle de roulement pour une section mixte acier-béton

Deck element for a steel-composite cross-section

Fahrbahnplattenelement für einen Stahlverbundquerschnitt

$b = 12.00 \text{ m}$, $\ell = 2.43 \text{ m}$, $h = 0.40 \text{ m}$, $V = 4.28 \text{ m}^3$, $G = 116 \text{ kN}$, $g = 48 \text{ kN/m}$

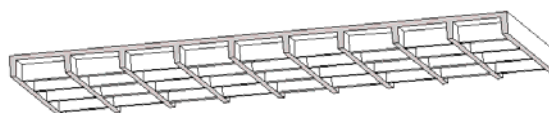


(b) *Elément de dalle de roulement pour une section mixte bois-béton*

Deck element for a wood-composite cross-section

Fahrbahnplattenelement für einen Holzverbundquerschnitt

$b = 11.00 \text{ m}$, $\ell = 2.80 \text{ m}$, $h = 0.25 \text{ m}$, $V = 3.73 \text{ m}^3$, $G = 101 \text{ kN}$, $g = 36 \text{ kN/m}$



(c) *Elément de dalle de roulement pour une section métallique existante*

Deck element for an existing steel cross-section

Fahrbahnplattenelement für einen bestehenden Stahlquerschnitt

$b = 5.80 \text{ m}$, $\ell = 2.54 \text{ m}$, $h = 0.25 \text{ m}$, $V = 1.52 \text{ m}^3$, $G = 41 \text{ kN}$, $g = 16 \text{ kN/m}$

Figure F.13: Vues en 3D des éléments en BFUHP proposés avec les gânes de précontrainte pour la précontrainte extérieure longitudinale

Three-dimensional views of the proposed UHPFRC elements with the post-tensioning ducts for the external longitudinal prestressing

Dreidimensionale Ansicht der vorgeschlagenen UHLFB Plattenelemente mit eingelegtem Hüllrohr für eine externe Längsvorspannung

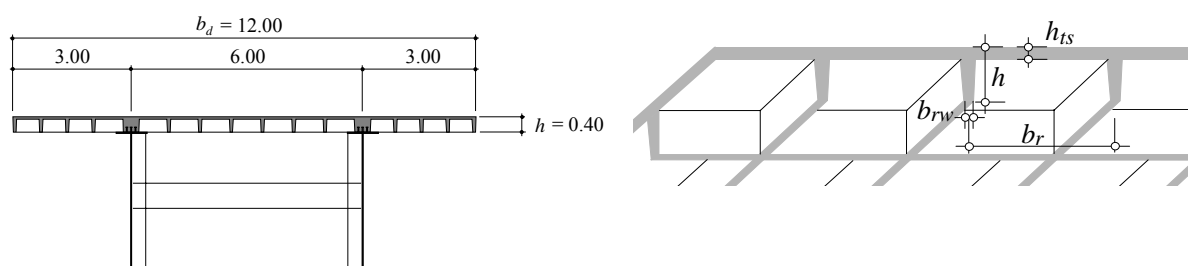
F.5.2 Exemple de dimensionnement

Cette section traite d'une dalle de roulement pour un nouveau pont à deux âmes. La fig. F.14 montre la section et un détail de la dalle nervurée et définit les paramètres principaux : la largeur de la dalle de roulement b_d , la hauteur totale de la dalle h ,

l'épaisseur de la dalle supérieure h_{ts} et l'espacement b_r des nervures ainsi que leur épaisseur b_{rw} .

Cet exemple admet les valeurs suivantes : $b_d = 12.00$ m, $h = 0.40$ m, $h_{ts} = 0.06$ m, $b_{rw} = 0.07$ m. Les âmes ont une épaisseur légèrement variable pour faciliter le bétonnage et le démoulage, avec une largeur en haut de $b_{brw,top} = 0.10$ m, mais les calculs ont été effectués pour une épaisseur constante de 0.07 m. Le BFUHP utilisé a les propriétés suivantes : $f_c = 180$ MPa, $f_{ct} = 9$ MPa et $E_c = 60$ GPa. Le but du dimensionnement est de vérifier que ces dimensions sont acceptables et de déterminer l'espacement longitudinal maximal des nervures pour répondre aux exigences de l'état limite ultime. Les modes de rupture suivants sont considérés pour la dalle nervurée en BFUHP :

- Rupture globale des nervures en flexion transversale (moment positif et négatif) et à l'effort tranchant
- Rupture locale de la dalle mince en flexion et au poinçonnement



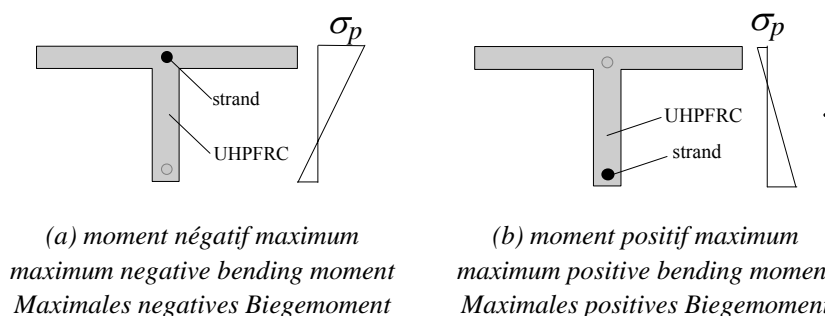
(a) dalle nervurée sur poutres métalliques
ribbed slab on steel girders
Gerippte Platte auf Stahlträger

(b) detail de la dalle nervurée
detail of the ribbed slab
Detail der gerippten Platte

Figure F.14: Dalle nervurée en BFUHP (selon [Spasojevic 2008], Fig. 7.13)
UHPFRC ribbed deck slab (after [Spasojevic 2008], Fig. 7.13)
Gerippte UHLFB Fahrbahnplatten (gemäss [Spasojevic 2008], Fig. 7.13)

Précontrainte

Le dimensionnement simplifié présenté ici admet que chaque nervure est précontrainte lors de la préfabrication par deux torons : l'un proche du haut de la section pour reprendre les moments négatifs sur les âmes (fig. F.15a) et l'autre proche du bas de la section pour reprendre les moments positifs (fig. F.15b). Dans la figure, les torons sont admis être inactifs sur une partie de leur longueur. Ce détail devrait être considéré lors d'un dimensionnement plus avancé.



(a) moment négatif maximum
maximum negative bending moment
Maximales negatives Biegemoment

(b) moment positif maximum
maximum positive bending moment
Maximales positives Biegemoment

Figure F.15: Torons de précontrainte dans la dalle nervurée et distribution des contraintes dues à la précontrainte ([Spasojevic 2008], Fig. 7.20)
Prestressing strands in ribbed deck slab and distribution of the prestressing stresses ([Spasojevic 2008], Fig. 7.20)
Vorspannungslitzen bei einer gerippten Fahrbahnplatte und die entsprechende Spannungsverteilung ([Spasojevic 2008], Fig. 7.20)

Flexion d'ensemble et effort tranchant dans les nervures

La figure F.16 montre la capacité flexionnelle par unité de largeur pour une dalle nervurée en BFUHP avec les dimensions indiquées, en fonction de l'espacement des nervures. La figure montre également les moments de dimensionnement pour la configuration étudiée. En utilisant ce graphique, on obtient l'espacement maximal des nervures. Dans ce cas, les valeurs pour les moments positifs et négatifs conduisent à une même valeur de l'espacement : $b_r = 0.60$ m. Il faut noter que les courbes de la fig. F.16 ont été calculées pour une épaisseur de la dalle supérieure de 0.05 m, alors que la solution proposée a 0.06 m, ce qui donne une réserve supplémentaire.

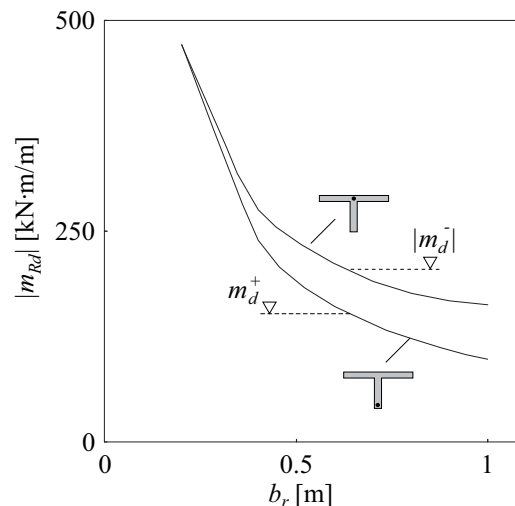


Figure F.16: Capacité flexionnelle et moments de dimensionnement pour la dalle nervurée sous moments positifs et négatifs en fonction de l'espacement des nervures avec deux torons Ø15 mm en haut et en bas (d'après [Spasojevic 2008], Fig. 7.25)

Bending capacity and design moments for a ribbed deck slab in positive and negative moments as a function of the rib spacing with two prestressing strands Ø15 mm at the top and at the bottom (after [Spasojevic 2008], Fig. 7.25)

Biege widerstand und Bemessungsmomente einer gerippten Fahrbahnplatte mit zwei Vorspannungslitzen für positive und negative Momenteinwirkung als eine Funktion des Rippenabstandes; Litzen Ø15 mm (oben und unten) (gemäss [Spasojevic 2008], Fig. 7.25)

$$f_{pk} = 1770 \text{ N/mm}^2, h = 0.40 \text{ m}, h_s = 0.05 \text{ m}, b_{rw} = 0.07 \text{ m}$$

Les bétons fibrés ont en général un très bon comportement à l'effort tranchant, même en absence d'armature spécifique. C'est aussi le cas pour les éléments en BFUHP. Comme les dimensions des nervures proposées dans l'exemple sont relativement grandes et leur espacement petit, la résistance à l'effort tranchant est suffisante. Ceci a été vérifié en appliquant les recommandations de [AFGC 2002].

Flexion locale et poinçonnement de la dalle mince

La capacité flexionnelle de la dalle mince en BFUHP entre les nervures est essentiellement contrôlée par l'effet concentré d'une roue q_{Qd} (fig. F.17a) appliquée sur une surface carrée de côté $a_Q = 0.40$ m (Fig. F.17b). Le poids propre et les charges réparties du trafic q_{rd} ne contribuent que marginalement aux efforts. Comme le montre la fig. F.17c, selon l'espacement des nervures b_r , l'épaisseur requise de la dalle supérieure varie entre 0.04 m et 0.06 m. Pour le cas de la solution avec $b_r = 0.60$ m, l'épaisseur requise est d'environ 0.05 m. La valeur choisie de 0.06 m est donc suffisante. Cette figure montre aussi l'épaisseur minimale pour résister au poinçonnement, comme présenté dans la section F.2.6 ; dans les cas ordinaires, le poinçonnement n'est pas déterminant.

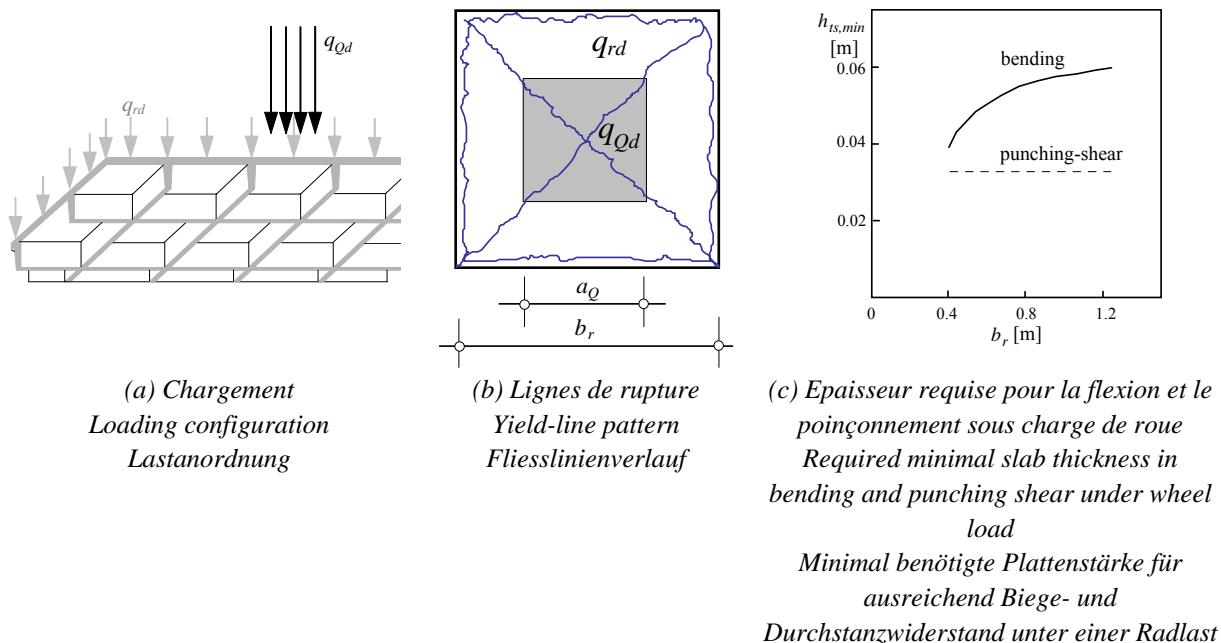


Figure F.17: Analyse plastique de la dalle mince soumise à une charge de roue concentrée (selon [Spasojevic 2008], figs 7.14 et 7.15)
Plastic analysis of the thin slab under concentrated wheel load (after [Spasojevic 2008], Figs 7.14 and 7.15)
Plastische Bemessung einer dünnen Platte unter konzentrierter Radlast (gemäss [Spasojevic 2008], Fig. 7.14 und 7.15)

Etat limite de service

En ce qui concerne l'état limite de fissuration, les propriétés excellentes du BFUHP et la présence d'une précontrainte garantissent que l'ouverture des fissures à l'état de service restera extrêmement faible. Ceci, comme il a déjà été dit, pourrait permettre d'éviter la mise en place d'une étanchéité et de sa protection sur la dalle, ce qui induirait une économie importante en terme de poids et de maintenance, avec un élément de moins à inspecter et remplacer périodiquement.

Les dalles nervurées en BFUHP sont des structures efficaces avec une optimisation de leur poids. Il en résulte que leur dimensionnement est souvent gouverné par les flèches à l'état de service. C'est pourquoi la dalle nervurée en BFUHP proposée a une hauteur totale de 0.40 m. Avec cette valeur, les déformations calculées respectent en général les limites de flèche selon la SIA 260 pour les charges agissant sur le porte-à-faux ([Spasojevic 2008], Fig. 7.26).

F.6 Conclusions

Le Béton Fibré à Ultra-Hautes Performances (BFUHP) est un nouveau matériau cimentaire offrant des propriétés exceptionnelles en termes de résistance à la compression et à la traction ainsi que de durabilité. Son coût unitaire élevé rend son application aux structures ordinaires difficile. Il devrait donc être réservé aux structures présentant des besoins particuliers : bas poids propre, vitesse de construction et résistance aux environnements agressifs.

Un domaine potentiel d'application intéressant pour les BFUHP est celui des dalles des ponts mixtes, soit pour de nouvelles constructions ou en remplacement d'une dalle existante. Dans ce contexte, il a été montré qu'une dalle nervurée en BFUHP peut être dimensionnée de manière efficace et construite sans armature passive, en utilisant seulement de la précontrainte. Le comportement en service et à l'état limite ultime est satisfaisant, avec de grandes déformations avant rupture de la dalle mince. Le comportement à la fatigue n'a pas été étudié et nécessiterait une étude complémentaire pour les éléments minces soumis à des sollicitations cycliques. Les détails des joints entre éléments doivent être soigneusement étudiés.

Les informations contenues dans ce rapport ont un aspect suffisamment général pour permettre le prédimensionnement de dalles nervurées construites avec tous les types de BFUHP actuellement disponibles en Suisse. Dans ce contexte, un projet-pilote sous la direction de l'OFROU serait un complément bienvenu pour explorer les détails techniques et opérationnels d'une telle réalisation.

Bericht

Dieser Bericht präsentiert die wichtigsten Punkte, welche im Verlaufe des Projekts erarbeitet wurden und erläutert einige direkte Anwendungen für den Brückenbau. Der Bericht bezieht sich direkt auf die von Frau Ana Spasojevic vorgelegte Dissertation mit dem Verweis [Spasojevic 2008]. Figuren und Tabellen sind aus der französischen Fassung zu entnehmen.

D.1 Einführung

Ultra-Hochleistungs-Faserbeton (UHLFB) ist ein zementöses Material, welches als eine Weiterentwicklung des normalen Betons (NB) und des hochfesten Betons (HFB) gesehen werden kann. Wie der normale Beton basiert der UHLFB auf einer Zementmatrix bestehend aus mineralischen Zuschlägen, Zement, Zusatzstoffen und Wasser. Zusätzlich wird ein erheblicher Anteil an Fasern, normalerweise Stahlfasern, beigemischt. Die Zusammensetzung wird, im Gegensatz zur Rezeptur des normalen hochfesten Betons (C70 ... C120), für eine maximale Kompaktheit, eine optimale Festigkeit und herausragende Materialeigenschaften optimiert. Dies führt zu eindrucklichen Resultaten. So erreicht ein üblicher UHLFB eine Druckfestigkeit von rund 180 MPa (6-mal so gross wie diejenige von NB) und eine Zugfestigkeit von etwa 10 MPa (4-mal so gross wie diejenige von NB). Der E-Modul des UHLFB (50 bis 65 GPa) ist dank der besseren Qualität der Zementpaste und der Zuschlagsstoffe ebenfalls höher als derjenige von NB und die Verbundfestigkeit ist in etwa 5 bis 10-mal höher als diejenige von NB. Die Materialdichte ist mit 2.7 t/m^3 etwas höher als diejenige von NB.

Durch die stark optimierte Zusammensetzung der Zuschlagsstoffe erhält UHLFB eine extrem dichte Matrix mit geringer Porosität und einer glatten Oberfläche, mit Ausnahme von den Stellen, an welchen die Fasern herausragen. Aus diesem Grund besitzt UHLFB eine sehr gute Beständigkeit, welche die Konstruktion von dünnen Bauteilen mit geringer Betonüberdeckung zulässt. Der gute Abnutzungswiderstand erlaubt ebenfalls die Verwendung von UHLFB bei Kontaktflächen, wie z.B. bei Fahrbahnflächen oder hydraulischen Oberflächen. Sobald sich Risse bilden, werden diese durch die erhebliche Zahl von Fasern (2 to 6 % des Volumens, $160 \text{ bis } 480 \text{ kg/m}^3$) kontrolliert. Dementsprechend bleiben die Rissöffnungen sehr klein und kaum sichtbar. In einigen Anwendungen kann aufgrund der Zugfestigkeit der Fasern auf die Bewehrung oder die Vorspannung verzichtet werden. Dies führt zu sehr schlanken und entsprechend leichten Bauteilen. UHLFB wurde ebenfalls im Bereich Instandsetzung und Verstärkung von bestehenden Bauten, auf welche er in dünnen Schichten mit oder ohne Bewehrung als Ersatz für eine bestehende, karbonisierte und gerissene Betonoberfläche aufgetragen wird, angewandt und diese mit einem wasserdichten und starken Überzug ausbessert.

Auf der Baustelle hat UHLFB den Vorteil, dass er der Gruppe der selbstverdichtenden Betone (SCC) angehört. Dies erlaubt auch bei komplizierten Formen ein einfaches Einbringen des Betons in die Schalung. Ausserdem hat der Beton eine lange Abbindezeit, welche eine lange Verarbeitbarkeitsdauer ermöglicht. Wie auch bei normalem Beton kann das Material direkt aus den einzelnen Komponenten gemischt werden oder es kann als Vormischung bestehend aus Zuschlägen, Zement und Feinmaterialien geliefert werden. Die Betonzubereitung kann relativ viel Zeit in Anspruch nehmen, schätzungsweise 10 bis 20 Minuten oder mehr für eine Charge. (Zur Zubereitungszeit gehören je nach UHLFB Sorte die Zeit für die trockene Vormischung, die Zeit für die eigentliche Feuchtmischung bis zum Erreichen der richtigen Konsistenz und die Zeit für die Zugabe der Fasern). Als Abschätzung kann angenommen werden, dass etwa 1 m^3 pro Stunde und Mischer zubereitet werden kann. Dies ist ein relativ

kleiner Wert und dies ist vor allem dann entscheidend, wenn grosse Mengen an Material erstellt werden muss. Die Zubereitung von UHLFB ist eine sehr kritische Angelegenheit und muss sorgfältig ausgeführt werden. Im Gegensatz zu normalem Beton können die Materialeigenschaften bei unsachgemässer Zubereitung negativ beeinflusst werden. Da die Verteilung der Faser in der Matrix einen erheblichen Einfluss auf die mechanischen Eigenschaften hat, müssen die Abmessungen, die Form und die Fliessrichtung in der Schalung beim Betoniervorgang berücksichtigt werden. Einige UHLFB können ihre vollen mechanischen Eigenschaften allein durch den Abbindeprozess entwickeln, während andere zusätzlich eine Wärmebehandlung benötigen. Für diesen Fall wird die Anwendung von UHLFB vor Ort zusätzlich verkompliziert.

Trotz den Vorteilen wurde UHLFB bisher nur gelegentlich für Tragelemente verwendet. Ein Grund dafür sind die Kosten des Materials, welche um einiges höher sind als die Kosten für NB (zurzeit ist UHLFB etwa 5- bis 10-mal teurer). Diese beträchtliche Preisdifferenz kann nicht vollständig durch die geringere Menge und den möglichen Verzicht der normalen Bewehrung ausgeglichen werden. Weitere wichtige Faktoren für die Zurückhaltung der Bauherren, Planer und Bauunternehmer bezüglich Verwendung von UHLFB sind:

1. Bislang fehlen zweckmässige Tragwerkskonzepte, welche für UHLFB entwickelt wurden. Dies hat zur Konsequenz, dass neue Tragwerke auf den Konzepten von anderen Materialien (wie z.B. Normal Beton und Stahl) basieren und sich daher nur suboptimal für die Verwendung von UHLFB eignen.
2. Es fehlt die Erfahrung bezüglich Bemessung, Anwendung und effektiven Leistungsmöglichkeit eines Tragwerkes. Dies mag schliesslich zu einer eher konservativen Bemessung führen.
3. Es fehlt an generell anwendbaren und akzeptierten Bemessungsgrundlagen für UHLFB Tragwerke. Dies führt wiederum zu suboptimalen Bemessungen.

D.2 Mechanische Eigenschaften von UHLFB Bauteilen

Dieses Kapitel zeigt eine Übersicht des aktuellen Wissenstandes im Bereich von UHLFB. Für weitere Informationen wird auf Kapitel 3 aus [Spasojevic 2008] und die wissenschaftliche Literatur (am Ende des Berichtes befindet sich eine Liste) verwiesen.

D.2.1 Definition

Gemäss den einstweiligen französischen Empfehlungen für UHLFB von [SETRA, AFGC 2002], ist UHLFB ein Material mit einer Zementmatrix, bei welcher die charakteristische Druckfestigkeit 150 MPa übersteigt, und mit genügend Faseranteil, um ein duktiles Verhalten unter Zug zu erhalten. Diese mechanischen Eigenschaften unterscheiden den UHLFB klar von anderen Betonsorten.

D.2.2 Zementbasierte Matrix des UHLFB

Die typische Zusammensetzung von normalem Beton, HFB, und UHLFB sind in der Tabelle F.1 zusammengestellt. UHLFB ist ein feinkörniger Beton mit einer optimierten Auswahl von Zuschlagsstoffen, hohem Bindemittelanteil (mit Einsatz von Silkestaub) und geringem Wasserzementwert. Ausserdem ist der Anteil von Superplastifizierer bei UHLFB deutlich höher als bei normalem oder hochfestem Beton.

D.2.3 Fasern im UHLFB

Die Fasern im UHLFB dienen zur Verbesserung der Brucheigenschaften, mit dem Zweck, eine ausreichende Duktilität des Materials unter Zug und Druck zu erhalten. Dies wird mit der Wahl des entsprechenden Fasertyps sowie der entsprechenden Menge von Fasern erreicht. Für Tragwerke werden meistens Stahlfasern verwendet. Die Fasern

müssen selbst eine genügende Festigkeit und genügend Duktilität besitzen. Diese hängen von den mechanischen Eigenschaften und der Geometrie der Fasern ab. Infolge der guten Verbundwirkung von UHLFB sind die am besten geeigneten Fasern kurz, gerade und glatt. Das fortschreitende Ausziehen der Fasern, welche i. d. R. nicht reissen, führt zum duktilen Verhalten von UHLFB unter Zug. Ein hoher Elastizitätsmodul und eine hohe Festigkeit führen dazu, dass die Kräfte bei geringen Rissöffnungen übertragen werden können und genügend Zugwiderstand vorhanden ist. Hierzu werden normalerweise Stahlfasern mit einem Elastizitätsmodul von 200 GPa und einer Festigkeit von 1 000 - 3 000 MPa mit einer Bruchdehnung von 3 - 4 % [Denarié 2005] verwendet. Die Geometrie der Faser wird durch das Aspektverhältnis l_f/d_f bestimmt, wobei l_f die nominale Länge und d_f der Durchmesser der Faser ist. Für eine einwandfreie Anwendung bei UHLFB sollte das Aspektverhältnis der Fasern kleiner als 100 sein.

D.2.4 Mechanische Eigenschaften von UHLFB unter Druck- und Zugbeanspruchung

Figur F.1 zeigt das typische mechanische Verhalten von UHLFB unter Druck- und Zugbelastung. Als Vergleich sind zudem die Belastungskurven von einem normalen und einem hochfesten Beton dargestellt. Die erhebliche Erhöhung der Druckfestigkeit (Figur F.1a) kann durch die optimale Zusammensetzung der Matrix sowie durch die hohe Qualität der Zuschlagsstoffe erklärt werden. Ebenfalls von Bedeutung ist die hohe, nach dem Erreichen der maximalen Druckfestigkeit vorhandene Restfestigkeit, welche dank den enthaltenen Fasern erreicht werden kann.

Unter Zug (Figur F.1b) ist der Unterschied zu normalem Beton, welcher fast unmittelbar die Festigkeit nach dem Erreichen der maximalen Zugfestigkeit verliert, signifikant. Im Gegensatz dazu erreicht UHLFB nach einem anfänglichen Reissen die maximale Zugfestigkeit. Anschliessend bildet sich ein ziemlich langes Plateau, bei welchem die Zugfestigkeit bei zunehmender Dehnung in etwa konstant bleibt. Während dieser Phase bildet sich eine grosse Anzahl von kleinen Rissen (Mikrorissen). In der letzten Phase lokalisiert sich die Verformung bei einem einzigen Riss (Makroriss) und die Zugfestigkeit nimmt ab, jedoch ohne einen plötzlichen Abfall in der Festigkeit zu zeigen.

D.2.5 Mechanische Eigenschaften von UHLFB unter Biegebeanspruchung

Das Verhalten von UHLFB Bauteilen unter Biegebeanspruchung wird durch die Eigenschaften unter Druck- und Zugbeanspruchung bestimmt. Dank des duktilen Verhaltens unter Zugbeanspruchung haben dünne UHLFB Bauteile ebenfalls ein duktileres Verhalten unter Biegebeanspruchung. Demgegenüber haben dickere Bauteile aufgrund des ausgeprägteren Grösseneffekts ein spröderes Verhalten.

Dies zeigt Figur F.2, welche das analytische normalisierte Momenten-Krümmungsdiagramm für Rechteckquerschnitte mit verschiedenen Höhen darstellt (das Moment $M_{el,max}$ ist in Gleichung D.1) definiert). Querschnitte mit einer geringen Höhe (kleiner als 75 mm) verlieren nach dem Erreichen des Maximalwertes nur geringfügig an Biegezugwiderstand. Bei grösseren Höhen verhält es sich jedoch so, dass je höher der Querschnitt ist, desto grösser ist der Widerstandsverlust.

Dicke UHLFB Bauteile unter Biegebeanspruchung

Wie zuvor gesehen können grosse Bauteile unter Biegebeanspruchung nicht alleine mit UHLFB erstellt werden, da diese ein sprödes Bruchverhalten aufweisen. Eine viel versprechende Lösung ist der Einsatz von konventionellem Bewehrungsstahl oder einer Vorspannung. Dies kann zum gewünschten duktilen Verhalten führen (Figur F.3a). Durch die grosse Zugfestigkeit des Materials und der Eigenschaft, dass sich die Zugfestigkeit nicht nach dem Beginn des Reissens vermindert, kann UHLFB einen erheblichen Anteil an die Biegezugfestigkeit eines vorgespannten Trägers beitragen. Für eine erste Annahme kann das vorgespannte UHLFB Bauteil wie ein voll vorgespanntes

Bauteil aus normalem Beton bemessen werden. Diese Bemessung erfolgt mit der Berücksichtigung der erhöhten Druck- und Zugfestigkeit und dem Elastizitätsmodul des Materials. Jedoch wird dabei die mögliche Erhöhung des Biege widerstandes nach dem Reißen der Matrix vernachlässigt.

Dünne UHLFB Bauteile unter Biegebeanspruchung

Wie in Figur F.2 dargestellt, haben dünne Querschnitte (von Balken oder Platten, Figur F.3b) ein günstigeres Verhalten, da der Grösseneffekt viel weniger ausgeprägt ist. Diese Kategorie von Bauteilen zeigt dank der Zugfestigkeit der Fasern auch ohne konventionelle Bewehrung oder Vorspannung ein befriedigendes Bruchverhalten. Da bei einem Querschnitt mit geringer Höhe unter Biegebeanspruchung das Moment nach dem Erreichen des Maximalwertes in etwa konstant bleibt, kann ein vereinfachtes Momenten-Krümmungsdiagramm angenommen werden (Figur F.4). Die Vergrößerung der Rotation entsteht hauptsächlich durch die Öffnung des Makrorisses, während die Biegemomente annähernd konstant bleiben. Das angenommene maximale Biegemoment $M_{pl,max}$ ist eine sichere Abschätzung des maximalen plastischen Biege widerstandes des Querschnittes und entspricht dem maximalen Moment bei Beginn der Öffnung des Makrorisses.

Für die praktische Anwendung kann der starr-ideal-plastische Biege widerstand des Querschnittes durch eine linear-elastische Beziehung mit der fiktiven Zugfestigkeit von $n_{f_{ct}} \cdot f_{ct}$ (Figur F.5) formuliert werden. Im Falle eines Rechteckquerschnittes kann der Biege widerstand M_R anhand Gleichung D.1 berechnet werden (siehe [Spasojevic 2008], Eq. 4.15).

$$M_R = M_{pl,max} = n_{f_{ct}} \cdot M_{el,max} = n_{f_{ct}} \cdot f_{ct} \cdot \frac{bh^2}{6} \quad (D.1)$$

$n_{f_{ct}}$ entspricht dem Verhältnis des maximalen Biegemoments am Ende der Mikrorissphase und des aus der Zugfestigkeit f_{ct} resultierenden elastischen Biegemoments (vgl. Figur F.2). Dieser Wert ist bei Rechteckquerschnitten von der Grösse unabhängig und daher eine reine Materialeigenschaft. Für übliche UHLFB mit einer Bruchdehnung ε_u zwischen 1 ‰ und 3 ‰, variiert der Wert von $n_{f_{ct}}$ nur gering im Bereich von 2.1 und 2.5. Mit der Gleichung D.2 kann der Wert $n_{f_{ct}}$ aufgrund der Materialeigenschaften der gewählten Sorte analytisch bestimmt werden (die in Gl. F. 2 dargestellte Kurve ist für $f_{fc} = 10 \text{ N/mm}^2$ und $E_c = 60'000 \text{ N/mm}^2$ gültig).

$$n_{f_{ct}} = 3 - \frac{2\sqrt{2}}{\sqrt{\left(\frac{E_c \varepsilon_u}{f_{ct}} + \sqrt{\left(\frac{2E_c \varepsilon_u}{f_{ct}} - 1\right)}\right)}} \quad (D.2)$$

Durch das plastische Verhalten von dünnen UHLFB Bauteilen können diese in ähnlicher Weise wie übliche bewehrte Betonbauteile konzipiert werden. Durch ihre grossen Verformungen und die dadurch vorhandene Möglichkeit der plastischen Kraftumlagerungen sind diese Bauteile sehr sicher und zeigen mit grossen Verformungen vor dem Bruch deutliche Warnzeichen. Experimente (Kapitel 6.2 in [Spasojevic 2008]) zeigten die Entstehung von Fließlinien bei dünnen unbewehrten UHLFB Platten (Figur F.6). Deshalb können bei dieser Art von Bauteilen die plastischen Bemessungsmethoden direkt angewandt werden.

D.2.6 Mechanisches Verhalten von UHLFB beim Durchstanzen

Falls dünne UHLFB Platten mit grossen Einzellasten belastet werden, wie im Falle der Fahrbahnplatte einer Brücke, könnte es zu Durchstanzproblemen kommen (Figur F.7). Die im Kapitel 6.3 von [Spasojevic 2008] präsentierten Resultate zeigen, dass selbst

dünne UHLFB Bauteile einen grossen Widerstand gegenüber Einzellasten aufbringen können. Für die praktische Anwendung kann angenommen werden, dass bei Fahrbahnplatten mit einer minimalen Dicke von ungefähr 33 mm unter einer Achslastbelastung kein Durchstanzversagen auftritt. Wie im Kapitel D.3 gezeigt wird, ist das Durchstanzversagen fast nie massgebend, da mehrheitlich die Dicke der Platte durch das Biegeversagen bestimmt wird.

D.2.7 Zeitabhängige Verformungen von UHLFB

UHLFB ist ein zementöses Material und unterliegt, wie auch normaler Beton, zeitabhängigen Verformungen. Allerdings gibt es einige wesentliche Unterschiede zwischen dem zeitabhängigen Verhalten von UHLFB und normalem Beton.

Schwinden

Der Hauptanteil des Schwindens bei UHLFB kommt vom autogenen Schwinden, bei welchem der Zement durch Hydratation dem Beton Wasser entzieht. Bei vorgefertigten Bauteilen ist das Schwinden weniger wichtig als beim betonieren vor Ort, da der Hauptanteil des Schwindens vor dem Verbinden des Bauteils mit der restlichen Konstruktion erfolgt und daher keinen Einfluss auf das Gesamttragverhalten hat. Es gilt jedoch darauf zu achten, dass die Schalung angemessen ausgeführt wird, um beim jungen Beton frühe Risse zu vermeiden. Nach einer eventuellen Wärmebehandlung ist praktisch kein Schwinden vorhanden.

Kriechen

Kriechen ist eine sukzessive Verformung unter konstanten Spannungen. Neben der offensichtlichen Erhöhung der Durchbiegung des Bauteils unter Biegung infolge Kriechens wird auch die Vorspannkraft infolge der Verkürzung des Bauteils reduziert. Normalerweise ist die beobachtete Kriechzahl ϕ für UHLFB Bauteile gering und liegt in der Grössenordnung von 0.6. Bei Bauteilen, die wärmebehandelt wurden, reduziert sich der Wert auf ungefähr 0.2.

Allgemein sind die zeitabhängigen Verformungen bei UHLFB weniger entscheidend als bei normalem Beton, jedoch sind sie besonders im jungen Alter des Betons nicht vernachlässigbar.

D.3 Anwendung von UHLFB bei Brücken: Beispiele

UHLFB ist ein leichtes, kompaktes und hochfestes Material, mit dem komplexe Formen gebildet werden können. Von den Materialeigenschaften kommt es dem Stahl am nächsten. Es ist diesbezüglich nicht verwunderlich, dass die ersten Anwendungen im Bereich Dachelemente, Fussgängerbrücken, Strassenbrücken und Schutzflächen im Wasserbau und gegen aggressive Umwelteinflüsse liegen, da diese Bereiche eine oder mehrere dieser Materialeigenschaften benötigen.

Die erste konstruktive Anwendung von UHLFB (1997-1998) ist ein gutes Beispiel. So wurden in der aggressiven Umgebung eines Kühlturms der Kernkraftwerke Cattenom und Civaux in Frankreich korrodierte Stahlträger durch vorgespannten UHLFB Trägern ersetzt [Resplendino 2004], [Acker, Behloul 2004]. Die Träger waren wie konventionelle Betonbalken geformt, hatten aber deutlich kleinere Abmessungen und eine erhöhte Dauerhaftigkeit. Beispiele für Dachplatten sind im Kapitel 7 aus [Spasojevic 2008] zu finden.

D.3.1 Fussgängerbrücken

Fussgängerbrücken sind üblicherweise leichte Tragwerke mit architektonisch und statisch herausfordernden Formen. Normalerweise befinden sich diese in Parks oder anderen öffentlichen Plätzen und sind dementsprechend nicht für Strassenverkehr zugänglich. Dies bestärkt ebenfalls den Einsatz einer Leichtbauweise. Bislang wurden

verschiedene UHLFB Fussgängerbrücken mit verschiedenen Querschnitten und statischen Systemen gebaut.

Die erste UHLFB Fussgängerbrücke war die Sherbrooke Brücke in Kanada (Figur F.8 a). Die 1997 gebaute Brücke besteht aus einem 60 m langen und 3.3 m breiten längs vorgespannten (Spanngliedverfahren) Fachwerk ohne schlaffe Bewehrung. Dabei wurden alle Tragelemente des Oberbaus (Platte und Fachwerk) aus vorgespanntem UHLFB gebaut [Adeline, Cheyrezy 1998], [Blais, Couture 1999]. Diese Brücke wurde so konzipiert, dass die volle Druckfestigkeit des mit nichtrostenden Stahlrohren ummantelten UHLFB ausgenutzt werden kann, während die Zugstäbe des Fachwerks vorgespannt wurden. Die Fahrbahnplatte ist nur 30 mm dick und leitet die Lasten ins Fachwerk.

Ein Fachwerk wurde ebenfalls bei der kürzlich erstellten Gärtnerplatz Fussgängerbrücke in Kassel (2007, Deutschland) verwendet. Die Brücke hat eine Länge von 133.2 m, eine Breite von 5 m und eine Hauptspannweite von 36 m (Figur F.8 b). Die Fahrbahnplatte wurde aus einem in Deutschland entwickelten UHLFB erstellt [Fehling et al. 2004]. Diese Fussgängerbrücke bietet weiter die Neuigkeit, dass die Verbindungen der Tragelemente geklebt wurden.

Die Sakata-Mirai Fussgängerbrücke (Figur F.8 c) ist ein einfacher Balken mit einer Spannweite von 50 m und einer Breite von 2.4 m. Der Querschnitt besteht aus einem Hohlkastenprofil mit gelöcherten Stegen. Dieses relativ einfache Konzept überzeugt durch die kurze Bauzeit und die grössere Dauerhaftigkeit gegenüber anderen Lösungen und ist damit sicherlich eine der erfolgreichsten Anwendungen von UHLFB im Fussgängerbrückenbau [Tanaka et al. 2002].

Die Soenyu Fussgängerbrücke in Seoul (Figur F.8 d) besteht aus einem vorgespannten UHLFB Bogen mit einer Spannweite von 120 m und einer Breite von 4.3 m [Behloul, Lee 2003]. Die Fahrbahnplatte ist 30 mm dick, querverrippt und vorgespannt. Die Brücke ist mit einem abgestimmten Massendämpfer versehen, um Vibrationsprobleme zu verhindern.

Tabelle F.2 fasst alle relevanten Abmessungen und Eigenschaften dieser Fussgängerbrücken zusammen.

D.3.2 Strassenbrücken

Bisher wurden nur wenige Strassenbrücken aus UHLFB gebaut. Diese befinden sich hauptsächlich in Frankreich [Thibaux, Tanner 2002], [Resplendino, Bouteille 2006], den USA [Park et al. 2003], [Graybeal, Hartmann 2005], [Naaman, Chandransu 2004], Kanada, Australien [Cavill, Chirgwin 2003] und Italien [Meda, Rosati 2003]. Alle Tragwerkskonzepte bestehen aus Trägern mit offenem oder geschlossenem Querschnitt. In einigen Fällen sind die Träger und die Fahrbahnplatte aus UHLFB, während in anderen Fällen nur die Träger aus UHLFB bestehen und die Fahrbahnplatte aus normalem Beton gefertigt ist.

Figur F.9 zeigt vier repräsentative Beispiele von bereits gebauten UHLFB Strassenbrücken mit ihren Querschnitten. Die wichtigsten Parameter dieser Brücken können der Tabelle F.3 entnommen werden. Um die Effektivität der verschiedenen Tragkonzepte miteinander vergleichen zu können, wurde die äquivalente Höhe h_{equiv} angegeben. Alle Träger der in der Tabelle F.3 aufgeführten Brücken sind vorfabriziert und längs vorgespannt. Das Hohlkastenprofil der PS34 Brücke in La Chabotte in Frankreich hat nur eine externe Vorspannung.

D.4 Erkenntnisse

Die vorhergehenden Kapitel haben gezeigt wie sich UHLFB als Material und Tragelement verhält. Ausserdem wurden einige ausgeführte Beispiele vorgestellt. Damit UHLFB erfolgreich angewandt werden kann, sollte die Konzeption die Stärken des

Materials nutzen und die Nachteile vermeiden. Die folgenden Grundsätze können dabei hilfreich sein:

- 1.) UHLFB Tragelemente sollten **vorzugsweise vorgefertigt** werden. Damit kann der lange und komplexe Vorbereitungsvorgang und die, für einige Materialien dazugehörige, Wärmebehandlung effizient gelöst werden. Ausserdem sind der Transport und die Platzierung auf der Baustelle durch das geringe Gewicht der Elemente relativ einfach. Ein weiterer Vorteil ist die Geschwindigkeit mit welcher die Elemente erstellt werden können.
- 2.) Der Materialverbrauch sollte möglichst reduziert werden. Durch die Ausnutzung der hohen Fließfähigkeit des Materials können **dünnwandige Formen** gegossen werden, deren Geometrie effizient genügend Festigkeit und Steifigkeit bieten kann.
- 3.) UHLFB Tragelemente können **ohne zusätzliche Schutzschichten** gegen Umwelteinflüsse (keine Wasserfestigkeitsfolie oder Wasserschutz nötig) verwendet werden.
- 4.) Es sollte möglichst **wenig bis keine schlaffe Bewehrung** verwendet werden. Einerseits bringt dies viel Freiheit in der Form und Gestaltung der Elemente (Punkt 2) und es vereinfacht die vorbereitenden Arbeiten bei der Erstellung der Tragelemente.
- 5.) In den Bereichen, wo die Zugfestigkeit des Materials nicht ausreicht um die Last zu tragen, sollte **Vorspannung** verwendet werden. Dies ist vor allem bei grossen Bauteilen unter Zug- oder Biegebeanspruchung der Fall. Die Vorspannung kann im Spannbettverfahren oder im Spanngliedverfahren ausgeführt werden, wobei die zweite Lösung den Vorteil besitzt, dass das Kabel auch einen komplexen Verlauf haben kann.
- 6.) **Kleine Querschnittsabmessungen** sind für Tragelemente **unter Biegebeanspruchung** günstiger als dickere. Tragelemente mit einer Dicke von weniger als 75 mm benötigen zu den Fasern keine zusätzliche Bewehrung und haben trotzdem ein angemessenes Verhalten im Gebrauchs- und Bruchzustand.

Folgende zusätzliche Erkenntnisse konnten durch die Beurteilung bestehender UHLFB Brücken gewonnen werden:

- 7.) Für Fussgängerbrücken können verschiedene statische Systeme und Querschnitte gewählt werden. Die Auswahl reicht von Bögen über Fachwerke zu Balken mit offenen und geschlossenen Querschnitten.
- 8.) Für Strassenbrücken wurde als statisches System bislang nur der Balken mit verschiedenen Querschnitten gewählt.
- 9.) Mit Ausnahme der Verstärkung von bereits bestehenden Bauten, wurden alle bisher hergestellten Tragwerke vorgefertigt und auf der Baustelle zusammengefügt, vielfach mit der Hilfe von Vorspannung.

Figur F.10 zeigt die Anwendung der oben genannten Grundsätze 1-6, sowie die Schlankheit und die äquivalente Höhe für einige charakteristischen Brücken aus dem Kapitel D.3. Da die Fussgängerbrücken beinahe alle Kriterien (mit Ausnahme der Quervorspannung) erfüllen, wird nur die Sherbrooke Brücke gezeigt. Die Figur zeigt, dass nicht alle in den Brücken verbauten Bauteilen aus UHLFB alle Aspekte optimal ausnutzen. Die Brücken, deren Konzeption den festgehaltenen Grundsätzen am besten entspricht sind die Sherbrooke Brücke und die Virginia Road Brücke.

Weiter muss vermerkt werden, dass alle bisher gebauten UHLFB Brücken mit Ausnahme der Fussgängerbrücke in Kassel Einfeld-Brücken sind, bei welchen sich in Längsrichtung keine signifikante negative Momente bilden. Einfeldige Brücken bieten den Vorteil, dass sich die Fahrbahnplatte immer unter Druck befindet, was dazu führt, dass sich die Fugen zwischen den vorgefertigten Elementen nicht öffnen. Bei

Tragwerken, bei welchen ein negatives Moment entsteht, ist eine Längsvorspannung notwendig um die Fugen in der Fahrbahnplatte unter Gebrauchslast geschlossen zu halten, wie dies bei der Fussgängerbrücke in Kassel gemacht wurde.

In Querrichtung haben die bisher aufgeführten Lösungen nur geringe Auskragungen. Dies reduziert die negativen Momente in der Fahrbahnplatte. Da die Platte normalerweise in einem Stück über die gesamte Brückenbreite gegossen wird, ist es nicht unbedingt nötig die negativen Momente zu verhindern. Allerdings ist dies eine gute Methode um die benötigte Quervorspannung zu reduzieren oder ganz darauf zu verzichten, wie es zum Beispiel bei der Brücke PS34 der Fall ist.

D.5 Gerippte Fahrbahnplatten aus UHLFB

Aufgrund der Grundsätze von Kapitel D.4 ist ein aussichtsreiches Tragelement, welches mit UHLFB gebaut werden kann, eine gerippte Platte mit vorgespannten Versteifungen und unbewehrten Plattenelementen. Im Brückenbau kann dieses System hauptsächlich für Fahrbahnplatten eingesetzt werden. Es kann aber auch als gesamtes Tragsystem für Brücken mit kurzen Spannweiten dienen. Eine entsprechende Lösung wurde bereits als ein Teil eines Pilotprojektes des LCPC in Frankreich entwickelt [Toutlemonde et al. 2005].

Figur F.11d zeigt, dass dieses System äussert effektiv ist, wenn man es nach den Kriterien von Figur F.10 beurteilt.

Das anschliessende Kapitel zeigt verschiedene Anwendungen von gerippten UHLFB Platten und präsentiert ein Bemessungsansatz für gerippte UHLFB Platten. Dieser Ansatz basiert auf den in Kapitel 4 von [Spasojevic 2008] beschriebenen Experimente und numerischen Simulationen sowie auf den vorhandenen Bestimmungen für die Bemessung von UHLFB Bauteilen.

D.5.1 Mögliche Anwendungen

Da bewehrte und vorgespannte Betonbrücken relativ effizient und wenig gewichtsempfindlich sind, werden im Folgenden Lösungen mit UHLFB Fahrbahnplatten bei Verbundbrücken diskutiert. Gerippte UHLFB Fahrbahnplatten können bei neuen Stahlverbundkonstruktionen verwendet werden, wie Figur 12a zeigt. Falls in diesem Fall alle projektspezifischen Abmessungen gleich bleiben, erlaubt eine gerippte UHLFB Platte eine Gewichtsreduktion der Fahrbahnplatte von rund 50 %. Dies führt einerseits zu beträchtlichen Einsparungen an Stahl in den Hauptträgern und andererseits dank der Vorfabrikation zu einer Zeitersparnis bei der Bauausführung.

Die Vorteile der Gewichtsreduktion sind auch bei Holzverbundkonstruktionen erheblich, wie Figur F.12b zeigt. Da das Gewicht der Fahrbahnplatte, die den Hauptanteil des Eigengewichts der Brücke ausmacht, um rund 50% verringert werden kann, wurde angenommen, dass die Anzahl der benötigten Träger von 7 auf 4 reduziert werden kann. Diese erhebliche Einsparung führt auch dazu, dass die Träger besser verteilt werden können und die Auskragung vergrössert werden kann, was zu einem besser Schutz der Holzträger führt.

Wenn eine bestehende Fahrbahnplatte bei einer Fachwerk-Trogbrücke ersetzt werden muss, wie Figur F.12c zeigt, ist es wichtig, dass das Gewicht der neuen Platte so gering als möglich ist. Die beste Lösung ist, wenn die Ersatzplatte leichter ist als die bestehende Fahrbahnplatte. Für diesen Fall sind gerippte UHLFB Platten dank dem geringen Gewicht eine wirtschaftliche Alternative zu konventionellen Lösungen.

Figur F.13 zeigt eine dreidimensionale Ansicht der gerippten Fahrbahnplatte für die drei dargestellten Beispiele in Figur F.12. Normalerweise sind die Elemente ca. 2.5 m lang und werden mit einer externen Längsvorspannung zusammengefügt. Für die Erneuerung einer bestehenden Fahrbahnplatte auf einem Stahlfachwerk kann die

Längsvorspannung weggelassen werden, falls der Abstand der Querträger genügend klein ist.

D.5.2 Bemessungsbeispiel

In diesem Kapitel wird eine gerippte Fahrbahnplatte für eine Stahlverbundbrücke bemessen. Figur F.14 zeigt den Querschnitt und ein Detail mit der Definition der wichtigsten Parameter, wie die Breite der Platte b_d , die Gesamthöhe der Platte h , die Dicke der Fahrbahnplatte h_{ts} , den Rippenabstand b_r und die Dicke des Steges b_{rw} .

Für das Bemessungsbeispiel wurden folgende Werte angenommen: $b_d = 12.00$ m, $h = 0.40$ m, $h_{ts} = 0.06$ m, $b_{rw} = 0.07$ m. Um das Einbringen und Ausschalen zu erleichtern sind die Stege konisch ausgeführt; die Breite beträgt oben $b_{rw,top} = 0.10$ m. Zur Vereinfachung wurden die Berechnungen jedoch mit einer konstanten Breite von 0.07 m durchgeführt. Die Materialeigenschaften des verwendeten UHLFB sind: $f_c = 180$ MPa, $f_{ct} = 9$ MPa und $E_c = 60$ GPa. Sie überprüft die angenommenen Abmessungen und bestimmt den maximal zulässigen Rippenabstand in Längsrichtung. Die Bemessung beinhaltet die Überprüfung folgender Hauptbruchkriterien von gerippten UHLFB Platten:

- Globales Versagen der Rippen infolge Querbiegung (positive und negative Momente) und Schub
- Lokales Versagen der dünnen Platte infolge Biegung und Durchstanzen

Vorspannung

In der hier präsentierten, vereinfachten Bemessung wird angenommen, dass jede Rippe im Spannbettverfahren mit je zwei geraden Litzen vorgespannt ist. Dabei befindet sich je eine Litze oben für die Aufnahme der negativen Momente über den Stegen (Figur D.15a) und eine unten für die Aufnahme der positiven Momente (Figur D.15b). In Figur D.15 werden die Litzen in einzelnen Abschnitten als inaktiv angenommen. Dies muss bei der Bemessung berücksichtigt werden.

Globale Biegung und Schub in den Rippen

Figur F.16 zeigt den Biege- und Schubwiderstand pro Laufmeter einer gerippten UHLFB Platte mit den vorstehend genannten Abmessungen als Funktion des Rippenabstandes. Ebenfalls gezeigt werden die Bemessungsmomente, mit welchen man die maximalen Rippenabstände in Längsrichtung erhält. In diesem Fall führt der negative wie auch der positive Biege- und Schubwiderstand zum massgebenden Rippenabstand von $b_r = 0.60$ m. Es gilt anzumerken, dass die Kurven in Figur F.16 mit einer Plattenstärke von 0.05 m berechnet wurden, während im vorgeschlagenen Projekt eine Plattenstärke von 0.06 m vorgesehen ist. Dies führt zu einer kleinen Erhöhung des Biege- und Schubwiderstandes.

Faserbeton hat auch ohne Schubbewehrung ein sehr gutes Verhalten gegenüber Schubkräften. Dies gilt ebenfalls für UHLFB. Da die Abmessung der Rippen relativ gross und der Rippenabstand klein ist, ist genügend Schubwiderstand vorhanden. Dies wurde auch anhand der Empfehlungen von [AFGC 2002] überprüft.

Lokale Biegung und Durchstanzen der dünnen Platte

Für den Biege- und Schubwiderstand einer UHLFB Platte zwischen den Rippen ist hauptsächlich die konzentrierte Radlast q_{Od} (Figur F.17a), verteilt auf einer quadratischen Fläche mit einer Seitenlänge von $a_Q = 0.40$ m (Figur F.17b), massgebend. Das Eigengewicht sowie die verteilte Verkehrslast q_{rd} erhöhen die Belastung gegenüber den Radlasten nur unwesentlich. Wie Figur F.17c zeigt, liegt die benötigte Plattenstärke zwischen 0.04 und 0.06 m, abhängig vom Rippenabstand b_r . Für einen Rippenabstand von $b_r = 0.60$ m ist eine Plattenstärke von ungefähr 0.05 m nötig. Die gewählte Dicke von 0.06 m genügt daher. Im Diagramm ist ebenfalls die minimale Plattenstärke für den erforderlichen

Durchstanzwiderstand angegeben. Wie bereits im Kapitel D.2.6 angesprochen ist Durchstanzen im Allgemeinen nicht massgebend.

Gebrauchstauglichkeit

Bezüglich der Rissbreitenbeschränkung garantieren die hervorragenden Eigenschaften von UHLFB und die Vorspannung, dass die Rissöffnungen im Gebrauchszustand relativ gering bleiben. Wie bereits erwähnt, ermöglicht dies den Verzicht einer wasserdichten Folie auf der Fahrbahn und einer Schutzschicht. Dies bietet Einsparungen am Eigengewicht und in Unterhaltsarbeiten, da ein Bauteil weniger überprüft und eventuell ersetzt werden muss.

Gerippte UHLFB Platten sind effiziente, gewichtsoptimierte Bauteile. Aus diesem Grund sind meistens die Durchbiegungen massgebend. Deshalb wurde für die Fahrbahnplatte eine Gesamtstärke von 0.40 m gewählt. Mit diesem Wert werden die maximal zulässigen Durchbiegungen gemäss SIA 260 für eine Belastung eines Kragarms eingehalten ([Spasojevic 2008], Figur. 7.26).

D.6 Schlussfolgerungen

Ultra-Hochleistungs-Faserbeton (UHLFB) ist ein neues zementöses Material, das aussergewöhnliche Eigenschaften bezüglich Zug- und Druckfestigkeit und Dauerhaftigkeit hat. Zurzeit verhindern die hohen Kosten deren Anwendung in normalen Tragwerken. Daher ist bislang die optimale Anwendung auf Bauteile mit speziellen Anforderungen bezüglich des Eigengewichts, der Bauzeit und des Widerstandes gegen aggressive Umwelteinflüsse begrenzt.

Eine interessante potenzielle Anwendung für UHLFB sind die Fahrbahnplatten bei Verbundbrücken, entweder als Neubau oder als Ersatz für eine bestehende Platte. In diesem Zusammenhang wurde gezeigt, dass gerippte UHLFB Fahrbahnplatten einfach bemessen und verbaut werden können. Dazu wird lediglich eine Vorspannung, aber keine schlaffe Bewehrung benötigt. Das Verhalten ist im Gebrauchszustand, wie auch im Bruchzustand befriedigend. Die dünnen Plattenelemente weisen grosse Durchbiegungen auf, bevor es schliesslich zum Bruch kommt. Das Ermüdungsverhalten war nicht Bestandteil dieser Arbeit. Die Bemessung von dünnen Bauteilen, welche Lastwechseln ausgesetzt sind, würde eine zusätzliche Untersuchung benötigen. Die Fugen zwischen den einzelnen Elementen müssen sorgfältig konstruiert werden.

Die in diesem Bericht enthaltenen Informationen besitzen genügend Allgemeingültigkeit, um eine Vordimensionierung von UHLFB Fahrbahnplatten mit allen zurzeit in der Schweiz verfügbaren UHLFB Sorten auszuführen. In diesem Zusammenhang wäre ein Pilotprojekt unter der Führung von ASTRA/OFROU/FEDRO eine willkommene Ergänzung, um die technischen und betrieblichen Details einer solchen Realisierung zu untersuchen.

Report

This report presents the most important points learned in the project and proposes some direct engineering applications for road bridges. It was prepared based on the results of the dissertation submitted and accepted at EPFL by Mrs Ana Spasojevic is included. When needed, the report makes direct reference to the dissertation, referred to as [Spasojevic 2008].

Figures and tables are found in the French version of the report.

E.1 Introduction

Ultra-High Performance Fiber Reinforced Concrete (UHPFRC) is a cementitious material that can be seen as an extension of Ordinary Concrete (OC) and High Strength Concrete (HSC). Indeed, like ordinary concretes, it is based on a cementitious matrix composed of mineral aggregates, cement, admixtures and water; in addition, it also includes a rather large amount of fibers, generally steel fibers. In contrast to regular high-strength concrete formulations (C70 ... C120), all of its components are optimized to ensure a maximum compacity, an optimal strength and outstanding mechanical properties. The results are impressive, as typical UHPFRCs reach compressive strengths in the order of 180 MPa (6 times that of OC) and tensile strengths in the order of 10 MPa (4 that of OC). The modulus of elasticity of UHPFRC is typically higher (50 to 65 GPa) than that of OC, thanks to the high quality of the cement paste and aggregates used. The bond strength of UHPFRC is also excellent, in the order of 5 to 10 times larger than that of OC. The density of the material is slightly larger than that of ordinary concrete, at approximately 2.7 t/m^3 .

Thanks to its highly optimized granulometry, also for fine and ultra-fine components, UHPFRC presents a very dense matrix, with a low porosity and a smooth surface (except in areas where fibers may stick out of the matrix). UHPFRC thus presents outstanding durability properties that allow the construction of thin elements, with small concrete covers. Its resistance to abrasion is very good also, which allows its use for surfaces exposed to large contact forces (pavements, hydraulic surfaces). Even when cracking occurs, the presence of a large amount of fibers (2 to 6 % in volume, 160 to 480 kg/m^3) ensures that the crack that initiates in UHPFRC is immediately controlled and that its opening remains very small, at the limit of being visible. For some types of structural elements, the use of ordinary or prestressed reinforcement can be avoided entirely, thanks to the tensile capacity offered by the fibers, which leads to very slender and lightweight elements. UHPFRC has also found a number of applications in the repair and strengthening of existing structures, in which, applied in thin layers with or without reinforcement, it can advantageously replace an existing, carbonated and cracked concrete surface with a new watertight and strong layer.

On the construction side, UHPFRC offers the advantage of belonging to the family of Self Compacting Concretes (SCC), thus allowing a simple placement of the material in forms, even in complicated shapes. In addition, UHPFRC has a very long setting time that allows long casting times. The material can be prepared from individual components, as ordinary concrete, or be delivered in the form a pre-mix including the aggregate, cement and fine materials. The total preparation time is typically very long, in the order of 10 to 20 minutes or more per batch (contributing to the preparation time are, depending on the type of UHPFRC: the dry mixing of the pre-mix, the wet mixing time itself to reach the required consistence and the time required for the addition of fibers). As a rule of thumb, one can assume that the UHPFRC output per mixer amounts to approximately 1 m^3 per hour. This is a very low value for the preparation of large amounts of material. The preparation of UHPFRC is a very critical operation that must be carefully conducted: In contrast with ordinary concrete, the properties of UHPFRC can be very negatively influenced by an inappropriate preparation procedure. In a

similar manner, because the fiber distribution in the matrix has a significant effect on the mechanical properties, the dimensions, shape and flow of the material in the mold must be taken into account when conceiving the casting sequence. Some UHPFRC can fully develop their mechanical properties with ordinary curing, while others require heat treatment. In the latter case, onsite application of UHPFRC may become complicated.

So far, in spite of its advantages, UHPFRC has not been used very extensively as a structural material. One of the reasons stems from the cost of the material, which is much higher than that of OC (at the present time, 5 to 10 times more expensive). This large cost difference cannot be entirely balanced by savings due to lower quantities and the possible avoidance of ordinary reinforcement in UHPFRC members. Other, potentially more important factors explain the current reluctance of owners, designers and contractors toward UHPFRC:

1. Structural concepts and domains of application appropriate for UHPFRC structures are not yet established, with the consequence that new structures are conceived on the basis of concepts that were developed for other materials (RC and steel mainly), yielding sub-optimal structural configurations.
2. There is a lack of experience with the material in terms of design, practical application and actual performance of structures. Designs may thus be overly conservative.
3. There are no generally applicable and well accepted design rules for UHPFRC structures, which, again, may lead to less than optimal designs.

E.2 Mechanical properties of UHPFRC members

This section gives an overview of the current state of knowledge about UHPFRC. For more information, the reader is referred to chapter 3 of [Spasojevic 2008] and to the scientific literature (list at the end of the report).

E.2.1 Definition

According to the French Interim Recommendations on UHPFRC [SETRA, AFGC 2002], UHPFRC is a material with a cement matrix of a characteristic compressive strength in excess of 150 MPa, and with sufficient fiber content to achieve ductile behavior under tension. These mechanical properties clearly distinguish UHPFRC from other types of concrete.

E.2.2 Cement-based matrix of UHPFRC

The typical compositions of ordinary concrete, HSC, and UHPFRC are listed in Table F.1. UHPFRC is a fine-grained concrete, with an optimized selection of aggregates, high binder content (with the use of silica fume) and low water-cement ratio. In addition, the amount of superplasticizer used in UHPFRC is significantly higher than that used in ordinary or high strength concrete.

E.2.3 Fibers used in UHPFRC

Fibers are incorporated in UHPFRC to enhance its fracture properties with the aim to provide sufficient ductility of the material in tension and in compression. This is achieved by appropriately choosing the type and quantity of fibers. Fibers themselves must have a sufficient strength and ductility, which are related to their material and mechanical properties and to their geometry. Because of the large bond strength of UHPFRC, the fibers used are short, straight and smooth. The progressive pullout of the fibers (which usually do not fracture) leads to the ductile behavior of UHPFRC in tension. To transfer forces with a small crack opening and to sustain tensile forces without fracturing, a high modulus of elasticity and a high strength are required. Steel

fibers with a modulus of elasticity of 200 GPa and strengths in the range of 1 000 - 3 000 MPa are typically used, with a deformation at failure of 3 - 4 % [Denarié 2005]. Their geometry is characterized by the aspect ratio l_f/d_f , where l_f is the nominal fiber length and d_f the diameter of the fiber. For proper application in UHPFRC, fibers should have an aspect ratio smaller than approximately 100.

E.2.4 Mechanical behavior of UHPFRC in compression and tension

Figure F.1 shows typical loading curves of the mechanical behavior of UHPFRC along with the corresponding curves for ordinary and high-strength concrete. In compression (Fig. F.1a), the increase in strength is significant, due to the optimal formulation of the matrix and to the high quality of the aggregates. Also of importance is the large residual strength after the peak, thanks to the presence of the fibers.

In tension (Fig. F.1b), the difference is more pronounced: while ordinary concrete almost instantaneously loses its strength after the peak value, UHPFRC exhibits an increase in tensile capacity after initial cracking, followed by a fairly large plateau on which the tensile strength remains constant with increasing elongation of the body. In this phase, a large number of small cracks called microcracks develop. In the final phase, the deformation localizes at a single crack, called macrocrack and the tensile strength decreases, but without a sudden drop.

E.2.5 Mechanical behavior of UHPFRC in bending

The application of UHPFRC to members in bending results from its properties in compression and tension. Thanks to the materials ductile behavior in tension, thin UHPFRC members in bending exhibit a ductile structural behavior. Thicker members, however, in which scale effects are more pronounced, have a more fragile behavior.

This is illustrated in Figure F.2 which shows the analytical normalized moment-curvature relationship for rectangular elements with various depths (the moment $M_{el,max}$ is defined in Eq. E.1). Elements with a small depth (less than 75 mm) only experience a small loss of their moment capacity after reaching the maximal value. This is not the case for elements with a larger depth that lose a significant part of their moment capacity after they have reached their maximum value.

Large UHPFRC members in bending

As was just seen, large UHPFRC members in bending cannot be built using UHPFRC alone because they exhibit a brittle behavior. A promising solution is to apply conventional bar reinforcement or prestressing, that can ensure an adequate behavior (Fig. F.3a). Because of the large tensile strength of the material and the fact that this strength is not suddenly decreasing after the onset of cracking, the contribution of UHPFRC in tension can amount to a significant part of the bending capacity of a prestressed UHPFRC girder. As a first approximation, though, prestressed UHPFRC flexural members may be designed as fully prestressed elements made with ordinary concrete, taking into account the increased compressive and tensile strength and modulus of elasticity of the material, but neglecting the possible increase in moment capacity after cracking of the matrix.

Thin UHPFRC members in bending

As seen in Figure F.2, the situation is much more favorable for thin elements (beams or plates, Fig. F.3b), in which size effects are much less pronounced. This category of members can be realized with UHPFRC only (using the tensile strength of fibers, but without ordinary nor prestressed reinforcement) and exhibit a satisfactory behavior at the ultimate limit state. Because the moment in a thin UHPFRC flexural member remains approximately constant after reaching its maximum value, a simplified moment-curvature relationship can be used (Fig. F.4). The main part of the increase in

rotation is related to the opening of the macrocrack, while the corresponding moment remain almost constant. The moment corresponding to the maximal moment before the opening of the macrocrack starts, $M_{pl,max}$, can be safely used as an approximation of the plastic moment that can be carried by the section.

For practical purposes, the elastic-perfectly plastic moment capacity of a section can be formulated as that of a linear-elastic cross section with a fictitious tensile strength $n_{ct} \cdot f_{ct}$ (Fig. F.5). For a rectangular cross section, the resisting moment M_R is given in Equation E.1 (see [Spasojevic 2008], Eq. 4.15):

$$M_R = M_{pl,max} = n_{f_{ct}} \cdot M_{el,max} = n_{f_{ct}} \cdot f_{ct} \cdot \frac{bh^2}{6} \quad (E.1)$$

where $n_{f_{ct}}$ represents the ratio of the maximal bending moment at the end of the microcracking phase and the elastic bending moment corresponding to the tensile strength, f_{ct} (cf Fig. E.2). This value is size-independent and thus an actual property of the material for rectangular cross sections. For typical UHPFRCs, with a strain at failure ε_u between 1 ‰ and 3 ‰, the value of $n_{f_{ct}}$ varies very little, between 2.1 and 2.5. Equation E.2 gives an analytical expression to determine the actual value of $n_{f_{ct}}$ based on the properties of the selected material (graph of Eq. F. 2 is for $f_{fc} = 10 \text{ N/mm}^2$ and $E_c = 60'000 \text{ N/mm}^2$).

$$n_{f_{ct}} = 3 - \frac{2\sqrt{2}}{\sqrt{\left(\frac{E_c \varepsilon_u}{f_{ct}} + \sqrt{\left(\frac{2E_c \varepsilon_u}{f_{ct}} - 1\right)}\right)}} \quad (E.2)$$

Thanks to their plastic behavior, thin UHPFRC structural elements can be conceived in a manner very similar to ordinary reinforced concrete elements, with the ability to undergo large deformations before failure, and thus to redistribute internal forces. This also makes them very safe structural elements that have a large deflection at failure, giving ample warning signals. Experimental tests reported in section 6.2 of [Spasojevic 2008] have demonstrated the formation of yield lines in thin unreinforced UHPFRC plate elements (Fig. F.6). Plastic design methods can thus be directly applied to this type of element.

E.2.6 Mechanical behavior of UHPFRC in punching shear

Thin UHPFRC structural elements subjected to large transverse concentrated loads, as is the case for instance in bridge deck slabs, can fail in punching shear (Figure F.7). The results presented in section 6.3 of [Spasojevic 2008], show that even very thin UHPFRC elements can withstand large concentrated loads. For practical purposes, a minimum thickness of approximately 33 mm ensures that no punching failure will occur in UHPFRC bridge deck slabs subjected to wheel loading. As will be seen in section E.3, this constraint is almost never active as the thickness resulting from bending considerations is typically larger than that value.

E.2.7 Time-dependent effects in UHPFRC

UHPFRC is a cementitious material, and as such it does, like ordinary concrete, exhibit time-dependent effects. There are, however, significant differences.

Shrinkage

The main component of shrinkage in UHPFRC comes from autogenous shrinkage, in which internal water is consumed by cement hydration. For precast elements, the effect

of shrinkage is less important than for cast-in place elements, because a large part of it occurs before the elements are assembled on the construction site, and has therefore no influence on the overall structural behavior. Care must be taken, however, that forms be suitably designed to avoid early cracking of UHPFRC while it is still in the form. After the heat treatment (if any), the remaining shrinkage is practically null.

Creep

Creep is a gradual increase in deformation under constant stress. Besides the obvious increase in deflection of elements in bending, creep also has the consequence a reduction of the prestressing force caused by the shortening of the member. Observed creep values for UHPFRC elements are very low, with a final creep coefficient ϕ in the order of 0.6. For elements that have been heat-treated, this value decreases to approximately 0.2

Overall, time-dependent effects are much less prevalent in UHPFRC element than in ordinary concrete elements, but they are not completely negligible, notably at an early age.

E.3 Application of UHPFRC to bridges: examples

UHPFRC is a lightweight, compact and strong material that can be formed into complex shapes. Its closest competitor is structural steel, with which it shares several of its properties. It is therefore not surprising that its first applications were in the fields of roof elements, footbridges, road bridges and protective elements in hydraulic and aggressive environments, in which one or more of these properties were required.

The first structural application of UHPFRC (1997-1998) is a good example: UHPFRC prestressed beams, shaped as conventional RC beams, but with significantly reduced element sizes and increased durability, were used to replace corroded steel beams in the aggressive environment of the cooling towers of the Cattenom and Civaux nuclear power plants in France [Resplendino 2004], [Acker, Behloul 2004]. Examples of roof structures using UHPFRC are given in chapter 7 of [Spasojevic 2008].

E.3.1 Footbridges

Footbridges are typically lightweight structures with architecturally and structurally challenging shapes. In many cases, they are located in parks or other public places not necessarily accessible to heavy equipment, which also favours lightweight construction elements. Several successful UHPFRC footbridges have been built so far, with various configurations and structural systems.

The first UHPFRC footbridge was the Sherbrooke footbridge (Figure F.8 a)), built in 1997 in Canada. It is a 60 m long and 3.3 m wide longitudinally post-tensioned truss with no passive reinforcement, in which all structural elements of the superstructure (deck and truss members) are made of prestressed UHPFRC [Adeline, Cheyrezy 1998], [Blais, Couture 1999]. This bridge was conceived to fully exploit the compressive strength of UHPFRC confined in stainless steel tubes. The tensile elements of the truss are prestressed. A deck slab only 30 mm thick carries the applied loads to the truss.

A truss was also adopted for the more recent Gärtnerplatz footbridge in Kassel (2007, Germany) with a total length of 133.2 m, a width of 5 m and a main span of 36 m (Figure F.8 b)): the bridge deck was built using an UHPFRC developed in Germany [Fehling et al. 2004]. The footbridge further innovates in the use of glued connections between structural members.

The Sakata-Mirai footbridge (Figure F.8 c)) is a simple beam with a 50 m span and 2.4 m wide deck, with a box cross section and voided webs. Conceptually simple, requiring a shorter construction time and more durable than competing solutions, it is

one of the most successful applications of UHPFRC in footbridge design [Tanaka et al. 2002].

The Seonyu footbridge in Seoul, (Figure F.8 d), is a prestressed UHPFRC arch with a 120 m span and a width of 4.3 m. [Behloul, Lee 2003]. The upper deck is 30 mm thick, transversally ribbed and prestressed. The structure is equipped with tuned mass dampers to avoid vibration problems.

Table F.2 summarizes all relevant dimensions and properties of these footbridges.

E.3.2 Road bridges

A few UHPFRC road bridges have been built up to the present time, mainly in France [Thibaux, Tanner 2002], [Resplendino, Bouteille 2006], the USA [Park et al. 2003], [Graybeal, Hartmann 2005], [Naaman, Chandrangu 2004], Canada, Australia [Cavill, Chirgwin 2003] and Italy [Meda, Rosati 2003]. All solutions are in the form of girders, with an open or closed cross section. In some cases, the girders and the deck were all made of UHPFRC. In other cases, the girders were made of UHPFRC while the top slab was made of ordinary concrete

Figure F.9 shows four example of representative UHPFRC road bridges already built, with their cross section. Table F.3 gives their most important structural parameters. To compare the effectiveness of the applied structural concepts, the equivalent depth h_{equiv} is used. All the girders of the bridges shown in Table F.3 were precast and longitudinally prestressed. The box girder of the PS34 bridge in La Chabotte in France only has external prestressing.

E.4 Lessons learned

The previous sections have shown the behavior of UHPFRC as a material and in structural elements, as well as a series of examples of actual structures. To be successfully applied, UHPFRC structural elements need to make use of several of the advantages of the material while avoiding its difficulties. The following principles can be useful in that process:

- 1.) UHPFRC structural elements should **preferably be precast**, so that the long and complex preparation sequence, along with, for some materials, the need for heat treatment can be solved in an efficient manner. Because they are lightweight, UHPFRC structural elements can easily be transported and placed on site. The speed at which construction can proceed is also an advantage of that solution.
- 2.) The amount of material must be minimized, fully taking advantage of the high flowability of the material to cast it in **thin-walled shapes** whose geometry can efficiently provide sufficient strength and stiffness.
- 3.) UHPFRC structural elements can be used **without additional protection** against the environment.
- 4.) The use of **ordinary reinforcement should be avoided** as much as possible to keep a large freedom in the shape (pt. 2) and to simplify the preparation of the structural elements.
- 5.) **Prestressing or post-tensioning** is to be used in area where the tensile strength of the material is insufficient to carry the loads. This is in particular the case for large members in tension or in bending. Prestressing can be either applied using wires or strands prestressed before the material is cast and released afterwards, or by post-tensioned strands or tendons that allow following complex paths.
- 6.) **Small cross-sectional elements in bending** are more favorable than thicker ones. For elements with a thickness less than 75 mm, structural elements without any

reinforcement other than the fibers can be built, with an adequate behavior at the serviceability and ultimate limit states.

The following additional observations were drawn from the survey of existing UHPFRC bridges:

- 7.) For footbridges, a variety of structural systems and cross sections can be used, ranging from arches to trusses to beams with open and closed cross sections.
- 8.) For road bridges, the only structural system used so far is the beam, with a variety of solutions in the cross section.
- 9.) Except for strengthening of existing structures, all structural elements used so far were precast and assembled on site, often with the help of prestressing.

Figure F.10 shows the application of the principles 1-6 above, as well as the slenderness and the equivalent depth to a series of characteristic bridges as described in section E.3. As footbridges almost fully satisfy all these criteria (with the exception of transverse prestressing), only the Sherbrooke footbridge is shown. This figure shows that the bridge elements made so far with UHPFRC do not all fully optimize all aspects of its application. The cases most closely corresponding to the principles are the Sherbrooke footbridge and the Virginia Road bridge.

It must be noted that all UHPFRC bridges built so far, with the exception of the Kassel footbridge were essentially single-span bridges, with no significant negative moment regions in the longitudinal direction. This configuration offers the advantage that the deck elements are always under compression, which guarantees that the joints between precast elements do not open. For structures in which negative moments occur, it is necessary to apply a longitudinal post-tensioning sufficient to keep the joints closed under service loads, as was done for the Kassel footbridge.

In the transverse direction the solutions seen so far have only small overhangs, which limits the magnitude of the negative moments. As the whole width of the bridge is usually cast in one piece, it is not absolutely necessary to avoid negative moments. Keeping them small, however, is a good way of limiting the amount of transverse prestressing required, or to avoid it altogether, as for example in the PS 34 overpass.

E.5 UHPFRC ribbed deck slab

On the basis of the lessons presented in section E.4, a very promising structural element that can be built with UHPFRC is a ribbed slab with prestressed stiffeners and unreinforced slab elements. In bridges, its main application is for deck slabs, but this system could also be used to build an entire span of a short-span bridge. This system has already been developed as part of a pilot project by the LCPC in France [Toutlemonde et al. 2005].

It is interesting to note in Fig. F.11d that this design is very efficient when compared to the principles used in Fig. F.10.

The following sections show possible applications of UHPFRC ribbed deck slabs and present a design approach for UHPFRC ribbed deck slabs based on the results of experimental tests and numerical simulations carried out in Chapter 4 of [Spasojevic 2008], and taking into account existing provisions for the design of UHPFRC members.

E.5.1 Possible applications

As reinforced and prestressed concrete bridges are quite efficient, and not very sensitive to the weight of the deck slab, the solutions shown hereafter are focusing on decks of composite structures. UHPFRC ribbed deck slabs can be used in new constructions, for steel-composite structures, as shown in Fig. F.12a. In this case, keeping all dimensions as in the original project, the UHPFRC ribbed deck allows a decrease of almost 50 % in

the weight of the deck slab, which can bring substantial savings in the amount of steel in the main girders. Also, the use of precast elements can speed up the construction process.

Weight savings are also substantial in the wood-composite example of Fig. F.12b, as the weight of the deck, which accounts for a large part of the self-weight can also be reduced by almost 50 %. In this case it is assumed that the number of wood girders required for the bridge can be reduced from 7 to 4, at significant savings. In addition, the resulting cross section is more balanced, and has larger overhangs to protect the wooden beams.

When an existing deck must be replaced on a through-truss bridge, as shown in Fig. F.12c, it is important that the weight of the new deck be as small as possible, in some cases even lighter than the deck it replaces. In this context, UHPFRC ribbed deck slabs can be very competitive.

Figure F.13 shows a three-dimensional view of the ribbed deck elements for the three cases of Fig. F.12. Typically, elements are about 2.5 m long, and are assembled longitudinally by external prestressing. For the case the replacement of an existing deck on a steel truss, longitudinal prestressing could be omitted if the spacing of the transverse supports is sufficiently small.

E.5.2 Design example

A ribbed deck slab for a new bridge with twin webs is investigated in this section. Fig. F.14 shows the section and a detail of the ribbed slab with the definition of the main parameters: the width of the deck b_d , the overall slab depth h , the thickness of the top slab h_{ts} and, the rib spacing b_r and the thickness of the web b_{rw} .

For the present design example, the following values are assumed: $b_d = 12.00$ m, $h = 0.40$ m, $h_{ts} = 0.06$ m, $b_{rw} = 0.07$ m. The webs are slightly tapered to facilitate casting and unmolding, with a rib width at the top of $b_{rw,top} = 0.10$ m, but all calculations were made for a constant width of 0.07 m. The UHPFRC used has the following properties: $f_c = 180$ MPa, $f_{ct} = 9$ MPa and $E_c = 60$ GPa. The design will check that these dimensions are acceptable and determine the maximum longitudinal rib spacing to comply with ULS requirements. The design includes checks for the main failure modes possible for UHPFRC ribbed deck slabs:

- Global failure of the ribs in transverse bending (positive and negative moments) and shear
- Local failure of the thin slab in bending and in punching shear

Prestressing

In the simplified design presented here, it is assumed that each rib is prestressed in the casting yard by two straight strands: one close to the top of the section to carry negative moments over the webs of the main girder (Fig. E.15a) and one close to the bottom of the section to carry positive moments (Fig. E.15b). In the figure, the strands are supposed to be inactive for part of their length. This detail need to be considered in the design.

Global bending and shear in the ribs

Figure F.16 shows the moment capacity per unit length of an UHPFRC ribbed deck slab with dimensions as indicated in the caption, as a function of the rib spacing. Also shown in the figure are the design moments. From this approach, the maximal longitudinal rib spacing can be obtained. In this case, both the positive and negative moment capacity lead to comparable value of the rib spacing: $b_r = 0.60$ m. Note that the curves of Fig. F.16 were calculated for a thickness of the top slab of 0.05 m, while the proposed design has 0.06 m, which slightly increases the load capacity.

All types of fiber-reinforced concrete exhibit a very good behavior with respect to shear, even without specific shear reinforcement. It is also the case for UHPFRC members. As the dimensions of the ribs envisioned in this example are relatively large, and their spacing is small, the shear strength is sufficient. This was checked by applying the recommendations of the [AFGC 2002].

Local bending and punching shear of the thin slab

The load capacity in bending of the thin UHPFRC slab between the ribs is essentially governed by the concentrated wheel load q_{Qd} (Fig. F.17a) applied to the square area of side $a_Q = 0.40$ m (Fig. F.17b). The self-weight and distributed traffic loads q_{rd} only marginally contribute to the loading. As shown in Fig. F.17c, depending on the rib spacing b_r , the required thickness of the top slab varies between 0.04 and 0.06 m. For the case of $b_r = 0.60$ m, the required thickness is approximately 0.05 m. The envisioned value of 0.06 m is thus sufficient. Also shown in the same figure is the minimum thickness to resist punching shear ; for usual cases, punching shear does not control the design.

Serviceability limit state

Regarding the limit state of cracking, the outstanding properties of UHPFRC and the applied prestressing guarantee that the opening of cracks at the serviceability limit state remains extremely small. This, as already mentioned, could allow avoiding the use of a waterproofing membrane on the deck and its protection, an important saving both in terms of self-weight and in terms of maintenance, with one less part needing checking and periodic replacement.

UHPFRC ribbed deck slabs are efficient structures that seek to optimize their structural weight. Consequently, their design is often controlled by deflections at the serviceability limit state. This is the reason why the proposed UHPFRC deck slab has an overall depth of 0.40 m. With that value, the calculated deflections are generally respecting the allowable deflections according to SIA 260 for loads applied on the cantilever ([Spasojevic 2008], Fig. 7.26).

E.6 Conclusions

Ultra-High Performance Fiber-Reinforced Concrete (UHPFRC) is a new cementitious material that has outstanding properties in terms of tensile strength, compressive strength and durability. Its high unit cost makes it difficult to apply UHPFRC to ordinary structures. It should thus be reserved to structures that have special needs in terms of low self-weight, speed of erection and resistance to aggressive environments.

One interesting potential application of UHPFRC is in the field of deck slabs for steel-composite bridges, either for new structures or as replacement of an existing deck. In this context, it was shown that an UHPFRC ribbed deck slab can be efficiently designed and erected using only post-tensioning and no passive reinforcement. The behavior in service and at the ultimate limit state is satisfactory, with large deflections before failure of the thin deck slab elements. The fatigue behavior of UHPFRC was not part of the presents study and the design of thin elements subjected to cyclic loading would require additional investigations.

The information contained in this report are of a sufficiently general value to allow the preliminary design of UHPFRC deck slabs made with all types of UHPFRCs currently available in Switzerland. In this context, a pilot project under the supervision of FEDRO/ASTRA/OFROU would be a welcome complement to explore the technical and operational details of such a realization.

Bibliographie

- ACI** , *Superplasticizers and Other Chemical Admixtures in Concrete*, SP-119, 665 pp., **1989**.
- ACI** , *Building Code Requirements for Structural Concrete*, ACI American Concrete Institute, ACI 318-05, 430 p., USA, **2005**.
- Acker P.** , *Why Does Ultrahigh-Performance Concrete (UHPC) Exhibit Such Low Shrinkage and Such Low Creep?*, ACI American Concrete Institute, Special Publication SP-220, pp. 141-154, **2004**.
- Acker P., Behloul M.** , *Ductal Technology: a Large Spectrum of Properties, a Wide Range of Applications*, Proceedings of the International Symposium on Ultra High Performance Concrete, Kassel, pp. 11-23, **2004**.
- Acker P.**, *Swelling, shrinkage and creep: a mechanical approach to cement hydration*, Materials and Structures, Vol. 37, pp. 237-243, May, **2004**.
- Adeline R., Behloul M., Bernier G.** , *Reactive powder concrete pretensioned beams*, Post-Tensioned Concrete Structures, FIP Symposium London, 25-27 September, Vol. 2, pp. 592-606, UK, **1996**.
- Adeline R., Cheyrezy M.** , *La passerelle de Sherbrooke; premier ouvrage d'art en BPR*, XIIIe Congrès de la FIP, La technique française du béton, AFPC, p.343-347, France, **1998**.
- Akkaya Y., Shah S. P., Ankenman B.** , *Effect of Fiber Dispersion on Multiple Cracking of Cement Composites*, Journal of Engineering Mechanics, Vol. 127, Issue 4, pp. 311-316 , April, **2001**.
- Aldea A., Shah S. P., Karr A.** , *Permeability of cracked concrete* , Materials and Structures, Vol. 32, No. 5, pp. 370-376, **1999**.
- Alford N. McN., Groves G. W., Double D. D.** , *Physical Properties of High Strength Cement Pastes*, Cement and Concrete Research, Vol. 12, pp. 349-358, **1982**.
- Alvarez M.**, *Einfluss des Verbundverhaltens auf das Verformungsvermögen von Stahlbeton*, IBK-Bericht, rapport de Thèse doctorale, 236, 182pp., Zurich, Switzerland, juillet, **1998**.
- Alvarez M., Köppel S., Marti P.** , *Rotation capacity of reinforced concrete slabs*, ACI Structural Journal, Vol. 97, No. 2, pp. 235-242, **2000**.
- Anderson T. L.** , *Fracture Mechanics, Fundamental and Applications*, CRC Press, USA, 688, **1995**.
- Apostolos F., Shah S. P.** , *Prediction of Ultimate Behavior of Confined Columns Subjected to Large Deformations*, ACI Journal, Vol. 82, Issue 4, pp. 423-433, July-August, **1985**.
- Armelin HS, Bantia N.** , Predicting the flexural post-cracking performance of steel fiber reinforced concrete from the pullout of single fibers, ACI Materials Journal, Vol. 94, No. 1, pp. 18–31, January, **1984**.
- Aveston J., Kelly A.** , *Theory of Multiple Fracture of Fibrous Composites*, Journal of Materials Science, Vol. 8, pp. 352–362, **1973**.
- Aveston J., Cooper G., Kelly A.** , *The Properties of Fibre Composites*, Proceedings National Physical Laboratory, IPC Scientific and Technical Press, pp. 15 - 24, Teddington, **1971**.

- Balaguru P., Gambarova P., Rosati G., Schumm C. ,** *Bond of reinforcing bars and prestressing tendons in HPFRCC matrices*, High Performance Fiber Reinforced Cement Composites 2 (HPFRCC 2), Edited by A. E. Naaman and H. W. Reinhardt, pp. 349-380, Ann Arbor, Michigan, USA, **1995**.
- Barros J. A. O., Figueiras J. A. ,** *Flexural behavior of SFRC : testing and modeling*, ASCE Journal of Materials in Civil Engineering, Vol. 11, USA, November, **1999**.
- Barros J. A. O., Gouveia A. V., Cruz P. J. S., Antunes J. A. B., Azevedo A. F. M. ,** *Design methods for steel fiber reinforced concrete industrial floors*, Third International Conference Construction Materials: Performance, Innovations and Structural Implications, Vancouver, **2005**.
- Bartos P.,** *Review paper: bond in fiber reinforced cements and concretes*, The International Journal of Cement Composites and Lightweight Concrete, Vol. 3, No. 3, pp. 159-177, **1981**.
- Bazant Z. P.,** *Scaling of Structural Strength*, Elsevier, 319, **2005**.
- Bazant Z. P., Becq-Giraudon E. ,** *Effects of Size and Slenderness on Ductility of Fracturing Structures*, Journal of Engineering Mechanics, Vol. 125, No 3, March, **1999**.
- Bazant Z. P.,** *Asymptotic Matching Analysis of Scaling of Structural Failure Due to Softening Hinges. I: Theory*, Journal of Engineering Mechanics, 641-650, June, **2003**.
- Bazant Z. P.,** *Concrete fracture models: testing and practice*, Engineering Fracture Mechanics 69, pp. 165-205, **2002**.
- Bazant Z. P., Cedolin L. ,** *Stability of structures - Elastic, Inelastic, Fracture, and Damage Theories*, **1991**.
- Bazant Z. P., Oh B. ,** *Crack band theory for fracture of concrete*, Materials and Structures, Vol. 16, No. 93, pp 155-177, **1983**.
- Bazant Z. P. ,** *Instability, ductility, and size effect in strain-softening concrete*, Journal of Engineering Mechanics, Vol. 102 (2), pp. 331–344, **1976**.
- Bazant Z. P., Li Y-N. ,** *Stability of Cohesive Crack Model: Part I - Energy Principles*, Journal of Applied Mechanics, 62, pp. 959-964, December, **1995**.
- Beeby A. W., Fathibitaraf F. ,** *Membrane effect in the reinforced concrete frames—a proposal for change in the design of frames structures*, Engineering Structures, Vol. 23, pp. 82–93, **2001**.
- Behloul M., Lee K. C. ,** *Ductal® Seonyu footbridge*, Structural concrete, Journal of the fib, Vol. 4, Nr. 4, pp 195-201, December, **2003**.
- Behloul M. ,** *Analyse et modélisation du comportement d'un matériau à matrice cimentaire fibrée à ultra hautes performances*, E.N.S. Cachan, Doctoral Thesis, 182 p., Cachan, France, December, **1996**.
- Bendsoe M. P.,** *Optimization of Structural Topology, Shape, and Material*, Springer, Heidelberg, **1995**.
- Benouaich D., Badoux M., Burdet O. ,** *Précontrainte extérieure des ponts*, Rapport OFROU, Mandat de recherche 94/98, VSS, 545, 81 p., Zürich, Switzerland, juin, **2000**.
- Bill M., Maillart R. ,** *Robert Maillart*, Verlag für Architektur AG, p. 180, Switzerland, **1947**.
- Blais P., Couture M.,** *Precast, Prestressed Pedestrian Bridge - World's First Reactive Powder Concrete Structure*, PCI Journal, pp 60-71, USA, September-October, **1999**.
- Botsis J.,** *Fracture Mechanics, Lecture notes*, Ecole Polytechnique Fédérale de Lausanne, March, **2004**.
- Bouteille S., Resplendino J.,** *Derniers développements dans l'utilisation des bétons fibrés ultra performants en France*, Actes des journées techniques organisées par

- l'Association Française de Génie Civil (AFGC):Performance, Durabilité, Esthétique, 19 p., Paris, France, **2005**.
- Brandt A. M.**, *On the optimisation of the fibre orientation in the cement based composite materials*, ACI SP-81, pp. 267-285, USA, **1985**.
- Brühwiler E., Denarié E., Habel K.**, *Ultra-High Performance Fibre Reinforced Concrete for advanced rehabilitation of bridges*, Proceedings Fib Symposium "Keep Concrete Attractive", Budapest, Hungary, Editors G. L. Balasz, A. Borosnyoi, pp. 951-956, Budapest, Hungary, **2005**.
- Bunje K., Fehling E.**, *About shear force and punching shear resistance of structural elements of Ultra High Performance Concrete*, Proceedings of the International Symposium on Ultra High Performance Concrete, pp. 401-411, Germany, **2004**.
- Campione G., La Mendola, L., Sanpaolesi L., Scibilia N., Zingone G.**, *Behavior of fiber reinforced concrete-filled tubular columns in compression*, Materials and Structures, Vol. 35, pp. 332-337, **2002**.
- Carpinteri A., Massabò R.**, *Continuous versus discontinuous bridged crack model for fiber-reinforced materials in flexure*, International Journal of Solids and Structures, Vol. 34 (18), pp.2312-2338, **1997**.
- Carreira D. J., Chu K. H.**, *Stress-strain relationship for plain concrete in compression*, ACI Journal, 82(72), pp 797-804, USA, **1985**.
- Casanova P., Rossi P.**, *Analysis and design of Steel Fiber Reinforced Concrete Beams*, ACI Structural Journal, 94 No. 5, pp 595-602, USA, September - October, **1997**.
- Casanova P.**, *Bétons renforcés de fibres métalliques*, Du matériau à la structure, Dissertation LMT, Cachan, **1996**.
- Casanova P., Rossi P.**, *Analysis of metallic fibre-reinforced concrete beams submitted to bending*, Materials and Structures, 29, 354-361, 07, **1996**.
- Cavill B., Chirgwin G.**, *The world first Reactive Powder Concrete road bridge at Shepherds Gully Creek, NSW*, 21th Biennial Conference of the Concrete Institute of Australia, Brisbane, 17-19 July, 11 pp., Brisbane, Australia, July, **2003**.
- CEB**, *High Performance Concrete - Recommended Extensions to the Model Code 90 - Research Needs*, CEB (Comité euro-international du béton), Thomas Telford Publishing, Bulletin d'information N°228, Lausanne, Switzerland, **1995**.
- CEB**, *CEB-FIP Model Code 1990*, Comité Euro-International du béton (CEB), Thomas Telford Publishing, 460p., London, UK, **1993**.
- Chamberlain B., Chiesl N., Day J.**, *Concrete, A Material for the New Stone Age*, Materials Technology Workshop, University of Illinois, Urbana-Champaign, 95, **1995**.
- Chen W. F.**, *Plasticity in reinforced concrete*, McGraw-Hill., 474 p., **1982**.
- Cheyrezy M., Adeline R., Behloul M.**, *Ultra-high strength concrete for high-rise building columns*, Multi-Purpose High-Rise Towers and Tall Buildings, Proceedings of the Third International Conference "Conquest of vertical space in the 21th century, organised by The Concrete Society, London, 7-10 Octobre, p. 237, Octobre, **1997**.
- Choi C.-K., Park H.-G., Wight J. K.**, *Shear Strength of Steel Fiber-Reinforced Concrete Beams without Web Reinforcement*, ACI Structural Journal, Vol. 104, No. 1, pp. 12-21, January-February, **2007**.
- Chuang E., Ulm F. J.**, *Ductility enhancement of high performance cementitious composites*, CEE Report R02-02, Department of Civil and Environmental Engineering, Massachusetts Institute of Technology, Cambridge, USA, July, **2002**.
- Cope R. J., Clark L. A.**, *Concrete slabs - analysis and design*, Elsevier applied science publishers, 502 pp, London, UK, **1984**.

- Cusson D., Paultre P.**, *Stress-strain model for confined high-strength concrete*, ASCE Journal of Structural Engineering, Vol. 121, pp. 468-477, USA, March, **1995**.
- DAfStB**, *State-of-the-art Report on Ultra-High-Performance Concrete - Concrete Technology and Design, draft 3*, Deutscher Ausschuss für Stahlbeton/German Association for Reinforced Concrete, Berlin, Germany, **2003**.
- Denarié E., Brühwiler E., Znidaric A., Houst Y., Rohleder R.**, *Full scale application of UHPFRC for the rehabilitation of bridges - from the lab to the field. in European project 5th FWP / SAMARIS - Sustainable and Advanced Materials for Road Infrastructures*, SAMARIS D22, WP 14: HPFRCC, <http://samaris.zag.si/>, 60 p., **2005**.
- Denarié E.**, *Matériaux Cimentaires Avancés*, Notes de cours, MCS - ENAC, EPFL, Novembre, **2005**.
- Dolo J.-M., Hajar Z., Simon A., Thibaux T.**, *Une coque mince en béton fibré ultra-performant pour la gare de péage*, Travaux, Vol. 816, pp. 77-80, France, **2005**.
- Donza H., Cabrera O., Irassar E.F.**, *High-strength concrete with different fine aggregate*, Cement and Concrete Research, 32, No. 11, pp. 1755-1761, November, **2002**.
- Ductal**, Ductal®, URL : <http://www.ductal-lafarge.fr/wps/portal/Ductal>
- Eiffage**, BSI®/Céramcem Références, Eiffage Travaux Publics, 2005, URL: <http://www.bsieiffage.com/>
- Elliott K. S., Peaston C. H., Paine K. A.**, *Experimental and theoretical investigation of the shear resistance of steel fibre reinforced prestressed concrete X-beams - Part II: Theoretical analysis and comparison with experiments*, Materials and Structures, Vol. 35, pp. 528-535, November, **2002**.
- Eurocode**, *Eurocode 2: Design of concrete structures - Part 1-1: General rules and rules for buildings*, European Committee for Standardization (CEN), Brussels, **2004**.
- Ezeldin A. S., Balaguru P. N.**, *Normal and high-strength fibre-reinforced concrete under compression*, Journal of Materials in Civil Engineering, Vol. 4, No. 4, pp. 415-429, November, **1992**.
- Fairbairn E. M. R., Toledo Filho R. D., Formagini S., Rosa J. I., Battista R. C.**, *Experimental analysis and modeling of ultra high performance fiber reinforced concrete plates*, International Workshop on High Performance Fiber Reinforced Cementitious Composites, Honolulu (USA), May 23, 2005 - May 26, 2005, Honolulu, USA, 05, **2005**.
- Fanella D. A., Naaman A. E.**, *Stress-Strain Properties of Fiber Reinforced Mortar in Compression*, ACI Journal, Proceedings, Vol. 82, No. 4, pp. 475-483, July-August, **1985**.
- Fanous F. S., Klaiber F. W., Wassef W. G.**, *Service Load Test of 1:3 Scale Shell Bridge Model*, ASCE Journal of Structural Engineering, Vol. 122, No. 2, pp. 210-216, February, **1996**.
- Fehling E., Bunje K., Leutbecher T.**, *Design relevant properties of hardened ultra high performance concrete*, Conference on High Performance Concrete (UHPC'04), University of Kassel, Germany, September 13-15 2004, 327-338, September, **2004**.
- Fehling E., Schmidt M., Teichmann T., Bunje K., Bornemann R., Middendorf B.**, *Entwicklung, Dauerhaftigkeit und Berechnung - Ultrahochfester Beton (UHPC)*, Forschungsbericht DFG FE 497/1-1, Schriftenreihe Baustoff- und Massivbau, Band 1, p. 132, Kassel, **2005**.
- Fehling E., Schreiber W., Bunje K., Schmidt M.**, *Brücke aus Ultrahochfestem Beton in Kassel über die Fulda*, Bauingenieur, Vol. 79, pp 350-352, July-August, **2004**.

- Foster S. J., Attard M. M.** , *Strength and ductility of fiber-reinforced high-strength concrete columns*, ASCE Journal of Structural Engineering, Vol. 127, pp. 28-34, USA, **2001**.
- Foster S. J.**, *On Behavior of High-Strength Concrete Columns: Cover Spalling*, Steel Fibres and Ductility, ACI Structural Journal, Vol. 98 n° 4, pp. 583-589, **2001**.
- Fürst A., Marti P.** , *Robert Maillart's Design Approach for Flat Slabs*, ASCE Journal of Structural Engineering, Vol. 123, No. 8, pp. 1102-1110, August, **1997**.
- Ganz H. R., Adeline R.** , *Mini-anchorage for Reactive powder Concrete*, International Conference on New Technologies in Structural Engineering, Lisbon, Portugal, Lisbon, Portugal, July, **1997**.
- Gasparini D. A.**, *Contribution of C. A. P. Turner tot Development of Reinforced Concrete Flat Slabs 1905-1909*, ASCE Journal of Structural Engineering, Vol. 128, No. 10, pp. 1243-1252, USA, October, **2002**.
- Gopalaratnam V. S., Shah S. P.**, *Tensile failure of steel fiber-reinforced mortar*, Journal of Engineering Mechanics, Vol. 113, No. 5, pp. 635-652, USA, **1987**.
- Grabowski E., Gillott J. E.** , *Effect of replacement of silica flour with silica fume on engineering properties of oilwell cements at normal and elevated temperatures and pressures*, Cement and Concrete Research, Vol. 19, Issue 3, pp. 333-343, May, **1989**.
- Granger S., Loukili A., Pijaudier-Cabot G., Chanvillard G.** , *Experimental characterization of the self-healing of cracks in an ultra high performance cementitious material: Mechanical tests and acoustic emission analysis*, Cement and Concrete Research, Vol. 37 (4), pp. 519-527, **2007**.
- Graybeal B. A., Hartmann J. L.** , *Construction of an optimized UHPC vehicle bridge*, Seventh International Symposium on the utilization of High-Strength/High-Performance Concrete, ACI Special Publication SP-228, Vol. 2, pp. 1109-1118, Washington D.C., USA, June, **2005**.
- Graybeal B. A., Hartmann J. L.** , *Ultra-High Performance Concrete Material Properties*, Transportation Research Board Conference, November, **2003**.
- Graybeal B. A.**, *Material Property Characterization of Ultra-High Performance Concrete*, U.S. Department of Transportation, Federal Highway Administration, Report No. FHWA-HRT-06-103, 188 p., August, **2006**.
- Greiner S.** , *Tragverhalten von dünnen Bauteilen aus ultrahochfestem Faserfeinkornbeton*, Beton - und Stahlbetonbau, vol. 102, pp.154-162, Berlin, Germany, March, **2007**.
- Griffith A. A.**, *The phenomenon of rupture and flow in solids*, Phil. Trans. Roy. Soc. London A 221, pp. 163-198, **1921**.
- Guandalini S.**, *Poinçonnement symétrique des dalles en béton armé*, Thèse de doctorat, N. 3380 (2005), 289 pp., Lausanne, Switzerland, décembre, **2005**.
- Gustafsson J., Noghabai K.** , *Steel Fibers as Shear Reinforcement in high Strength Concrete Beams*, International journal of Nordic Concrete Research, Publication No. 22, Norsk Betongforening, Oslo, **1999**.
- Habel K.**, *Structural Behaviour of Elements Combining Ultra-High Performance Fibre-Reinforced Concretes (UHPRFC) and Concrete*, EPFL, Swiss Federal Institute of Technology, Doctoral Thesis, No. 3036, 196 p., Lausanne, Switzerland, July, **2004**.
- Harris D. K.**, *Characterizations of Punching Shear Capacity Of Thin UHPC Plates*, Virginia Polytechnic Institute and State University, USA, December , **2004**.
- Hearn N., Morley C. T.**, *Self-sealing property of concrete—Experimental evidence*, Materials and Structures, Vol. 30, No. 7, 404-411, August, **1997**.

- Heinz D., Dehn F., Urbonas L.**, *Fire Resistance of Ultra High Performance Concrete (UHPC) - Testing of Laboratory Samples and Columns under Load*, International Symposium on Ultra High Performance Concrete, pp. 703-716, Kassel, Germany, September, **2004**.
- Hill R.**, *The Mathematical Theory of Plasticity*, Oxford University Press, 368, England, **1998**.
- Hillerborg A., Modéer M., Petersson P.**, *Analysis of crack formation and crack growth in concrete by means of fracture mechanics and finite elements*, Cement and Concrete Research, vol. 6 n°6, pp. 773-781, Lund, Suède, **1976**.
- Hillerborg A.**, *The theoretical basis of a method to determine the fracture energy G_F of concrete*, Materials and Structures, RILEM Technical Committees, Springer Netherlands, Volume 18, Number 106, 291-296, July, **1985**.
- Hillerborg A.**, *Application of the fictitious crack model to different types of materials*, International journal of Fracture, Vol. 51, No. 2, pp. 95-102, Netherlands, **1991**.
- Hillerborg A.**, *Analysis of fracture by means of the fictitious crack model, particularly for fibre reinforced concrete*, The International Journal of Cement Composites, Vol. 2, No. 4, pp. 177-184, November, **1980**.
- Hsu L. S., Hsu T. T. C.**, *Stress-strain behavior of steel-fiber high strength concrete under compression*, ACI Materials Journal, Vol. 91, No. 4, pp. 448-457, USA, July-August, **1994**.
- Irwin G. R.**, Onset of Fast Crack Propagation in High Strength Steel and Aluminium Alloys, Proceedings of the Sagamore Conference on Strength Limitations of Metals, Syracuse University Press, Vol. 2, pp. 289-305, **1956**.
- Johansen K.W.**, *Yield-line Theory*, Cement and Concrete Association, 181 p., **1962**.
- Johansen K.W.**, *Yield-line formulae for slabs*, Cement and Concrete Association, **1972**.
- JSCE**, *Recommendations for Design of UHSFRC Structures*, Japan Society of Civil Engineers, **2004**.
- JSCE**, *Recommendations for Design and Construction of Ultra High Strength Concrete Structures, Draft*, Japan Society of Civil Engineers, September, **2006**.
- JSCE**, *Bridges in Japan*, **2003**.
- Jungwirth J., Muttoni A.**, *Versuche zum Tragverhalten von ultra hochfestem Beton - Kurzfassung*, IS-BETON, Bericht 00.02.R8, p. 27, Lausanne, **2005**.
- Jungwirth J.**, *Zum Tragverhalten von zugbeanspruchten Bauteilen aus Ultra-Hochleistungs-Faserbeton*, Thèse EPFL N°3429, pp. 214, Lausanne, **2006**.
- Kabele P.**, *Assessment of Structural Performance of Engineered Cementitious Composites by Computer Simulation*, A habilitation thesis, Czech Technical University in Prague, **2000**.
- Kabele P.**, *Analytical modeling and fracture analysis of engineered cementitious composites*, Doctoral Thesis, The University of Tokyo, **1995**.
- Kabele P.**, *New Developments in Analytical Modeling of ECC's Structural Behavior*, Proceedings of the JCI International Workshop on Ductile Fiber Reinforced Cementitious Composites, Tokyo: Japan Concrete Institute, pp. 239-248, Japon, **2002**.
- Kamen A.**, *Comportement au jeune âge et différé d'un BFUP écrouissant sous les effets thermomécaniques*, rapport de Thèse doctorale, EPFL, **2007**.
- Kaptijn N., Blom J.**, *A new bridge deck for the Kaag bridges*, Proceedings of the International Symposium on Ultra High Performance Concrete, Kassel, pp. 49-57, Kassel, Germany, **2004**.

- Keierleber B., Bierwagen D., Fanous F., Phares B., Couture I.** , *Design of Buchana County, Iowa, bridge using Ultra High Performance Concrete and PI girders*, Proceedings of the 2007 Mid-Continent Transportation Research Symposium, 11 pp., USA, August, **2007**.
- Keller T., Schaumann E., Vallée T.** , *Flexural behavior of a hybrid FRP and lightweight concrete sandwich bridge deck*, Composites, Part A 38, pp. 879-889, **2007**.
- Kenel A.** , *Biegetragverhalten und Mindestbewehrung von Stahlbetonbauteilen*, ETH, Dissertation Nr 14874, 115 p., Zürich, Switzerland, December, **2002**.
- Kim Y. Y., Fischer G., Li V. C.** , *Performance of Bridge Deck Link Slabs Designed with Ductile Engineered Cementitious Composite*, ACI Structural Journal, Vol. 101, No. 6 , pp. 792-801, November-December, **2004**.
- Kimura H., Ishikawa Y., Kambayashi A., Takatsu H.** , *Seismic behavior of 200 MPa Ultra-High-Strength Steel-Fiber reinforced concrete columns under varying axial load*, Journal of Advanced Concrete Technology, Vol. 5, No. 2, pp. 193-200, Japan, **2007**.
- Kimura H., Ueda T., Ohtake K., Kambayashi A.** , *Structural design of 80-story RC high-rise building using 200 MPa Ultra-High-Strength concrete*, Journal of Advanced Concrete Technology, Vol. 5, No. 2, pp. 181-192, Japan, **2007**.
- König G., Tue N. V., Zink M.** , *Hochleistungsbeton: Bemessung, Herstellung Und Anwendung*, Wiley-VCH , 429, **2001**.
- Kosa K., Naaman A. E.** , *Corrosion of Steel Fiber Reinforced Concrete*, ACI Materials Journal, Vol. 87, pp. 27-37, January, **1990**.
- Kullaa J.**, *Micromechanics of multiple cracking*, Journal of Materials Science, 33, pp. 4225-4234, **1998**.
- Kunieda M., Kamada T., Rokugo K.** , *Size Effects on Flexural Failure Behavior of ECC Members*, Proceedings of the JCI International Workshop on Ductile Fiber Reinforced Cementitious Composites (DFRCC) - Application and Evaluation (DRFCC-2002), Takayama, Japan, Oct. 2002, pp. 229-238, Japon, October, **2002**.
- Larrard F., Sedran T.** , *Optimisation of ultra-high-performance concrete by the use of a packing model*, Cement and Concrete Research, Vol. 24, 6, pp. 997-1008, **1994**.
- Larrard F., Sedran T.** , *Mixture-proportioning of high-performance concrete* , Cement and Concrete Research, Vol. 32, issue 11, pp. 1699-1704, November, **2002**.
- Li V. C.**, *From Micromechanics to Structural Engineering – The Design of Cementitious Composites for Civil Engineering Applications*, Journal of Structural Mechanics and Earthquake Engineering, JSCE, Vol. 10 n° 2, pp. 37-48, **1993**.
- Li V. C.**, *Postcrack Scaling Relations for Fiber Reinforced Cementitious Composites*, Journal of Materials in civil engineering, Vol. 4, Issue 1, pp. 41-57, **1992**.
- Li V. C., Wang Y., Backer S.** , *A micromechanical model of tension softening and bridging toughening of short random fiber reinforced brittle matrix composites*, Journal of Mechanics and Physics of solids, vol. 39 (5), pp.607-625, **1991**.
- Li V. C., Fischer G.** , *Reinforced ECC – An Evolution from Materials to Structures*, Proceedings of the 1st fib congress - Concrete Structures in the 21st Century, pp. 105 - 122, Osaka, **2002**.
- Li V. C.**, *Integrated structures and materials design*, Materials and Structures, **2006**.
- Li V. C., Mihashi H., Wu H. C., Alwan J. M., Brincker R., Horii H., Leung C. K. Y., Maalej M., Sang H.** , *Micromechanical models of mechanical response of HPRCC*, Proceedings High Performance Fiber Reinforced Cement Composites 2. Edition, London, **1996**.

- Li V. C., Mishara D. K., Wu H. C.** , *Matrix design for pseudo-strain-hardening fibre reinforced cementitious composites* , Materials and Structures, Volume 28, Number 10 , pp. 586-595, December, **1995**.
- Li V. C.** , *A Simplified Micromechanical Model of Compressive Strength of Fiber-Reinforced Cementitious Composites*, Cement and Concrete Composites, 14, pp. 131 - 141, **1992**.
- Li V. C., Stang H., Krenchel H.** , *Micromechanics of crack bridging in fiber-reinforced concrete*, Materials and Structures 26, pp. 486-494, **1993**.
- Lim T. Y., Paramasivan P., Lee S. L.** , *Shear and Moment Capacity of Reinforced Steel Fibre Concrete Beams*, Magazine of Concrete Research, Vol. 39, No. 140, pp. 148-160, **1993**.
- Maalej M., Li V. C.** , *Flexural strength of fiber cementitious composites*, ASCE Journal of Materials in Civil Engineering, Vol. 6, pp. 390, USA, August, **1994**.
- Maeder U., Lallemand-Gamboa I., Chaignon J., Lombard J. P.** , *CERACEM a new high performance concrete : characterization and applications*, International Symposium on UHPC, pp. 67 - 76, Kassel, **2004**.
- Markovic I.** , *High-Performance Hybrid-Fibre Concrete, Development and Utilisation*, PhD Thesis, DUP Science, Delft University Press, 211, Netherlands, January, **2006**.
- Marti P., Pfyl Th., Sigrist V., Ulaga T.** , *Harmonized Test Procedures for Steel Fiber-Reinforced Concrete*, ACI Materials Journal, Vol. 96, No. 6, pp. 676-686, **1999**.
- Meda A, Plizzari G.** , *New Design Approach for Steel Fiber-Reinforced Concrete Slabs-on-Ground Based on Fracture Mechanics*, ACI Structural Journal, 101, No.3, pp. 298-303, May-June, **2004**.
- Meda A, Rosati G.** , *Design and construction of a bridge in very high performance fiber-reinforced concrete*, ASCE Journal of Bridge Engineering, Vol. 8, No.5, pp. 281-287, September-October, **2003**.
- Mehta P. K., Monteiro P. J. M.** , *Concrete, Microstructure, Properties and Materials*, Mc Graw Hill, 650, **2005**.
- Menn C.** , *Prestressed Concrete Bridges*, Birkhäuser Verlag AG , pp. 535, Basel, Switzerland, **1990**.
- Menn C.**, *Comparison of costs and material quantities for some new highway bridges in Switzerland*, Prestressed Concrete of Switzerland, pp. 41-48, Wildeg, Switzerland, **1982**.
- Mielenz R. C.** , *History of chemical admixtures for concrete*, Concrete International, Vol. 6, Issue 4, p. 40-54. , April, **1984**.
- Kunieda M., Kamada T., Rokugo K.** , *Size Effects on Flexural Failure Behavior of ECC Members*, JCI International Workshop on Ductile Fiber Reinforced Cementitious Composites, Takayama, Japan, October, **2002**.
- Morrison J. K., Shah S. P., Jenq Y.-S.** , *Analysis of fiber debonding and pullout in composites*, ASCE Journal of Engineering Mechanics, Vol. 114, No. 2, pp. 277-294, USA, February, **1988**.
- Mudhafar A. G.** , *Moment Capacity of Steel Fiber Reinforced Small Concrete Slabs*, ACI Structural Journal, Vol. 77, No. 4, pp. 247-257, USA, July-August, **1980**.
- Mufti A. A., Newhook J. P.** , *Punching Shear Strength of Restrained Concrete Bridge Deck Slab*, ACI Structural Journal, Vol. 95, pp. 375-381, USA, July, **1998**.
- Muttoni A., Fernández Ruiz M.** , *Shear strength of members without transverse reinforcement as function of the critical shear crack width*, ACI Structural Journal, V. 105, No 2, pp. 163-172, Farmington Hills, USA, March-April, **2008**.

- Muttoni A.**, *Ponts avec un système statique innovant*, SIA D 0160, Progrès dans la conception des ouvrages en béton, pp. 33- 36, Zürich, Switzerland, **1999**.
- Muttoni A.** , *Die Anwendbarkeit der Plastizitätstheorie in der Bemessung von Stahlbeton*, ETH, Dissertation, 159 p., Zürich, Switzerland, May, **1989**.
- Muttoni A., Schwartz J., Thürlimann B.** , *Design of Concrete Structures with Stress Fields*, Birkhäuser Verlag, 143p., Basel, Switzerland, **1997**.
- Muttoni A., Schwartz J.** , *Behavior of Beams and Punching in Slabs without Shear Reinforcement*, IABSE Colloquium, Vol. 62, pp. 703-708, Stuttgart, Germany, **1991**.
- Muttoni A.**, *Die Anwendbarkeit der Plastizitätstheorie in der Bemessung von Stahlbeton*, Birkhäuser Verlag, Institut für Baustatik und Konstruktion ETH Zürich, 176, Basel, Switzerland, **1990**.
- Naaman A. E., Likhitrungsilp V., Parra-Montesinos G.** , *Punching shear response of high-performance fiber-reinforced cementitious composite slabs*, ACI Structural Journal, Vol. 104, No. 2, 170-179 , March-April, **2007**.
- Naaman A. E., Reinhardt H. W., Fritz C., Alwan J. M.** , *Non-linear analysis of RC beams using a SIFCON matrix*, Materials and Structures, vol. 26, pp. 522-531, **1993**.
- Naaman A. E.** , *Tensile strain-hardening FRC composites: Historical evolution since the 1960* , Advances in Construction Materials 2007, Springer Berlin Heidelberg, pp. 181-202, Stuttgart, Germany, **2007**.
- Naaman A. E., Breen J. E.** , *External Prestressing in Bridges*, ACI Special Publication SP-120, 458. p, **1990**.
- Naaman A. E., Reinhardt H. W.** , *Proposed classification of HPFRC composites based on their tensile response*, Materials and Structures, 39, pp. 547-555, **2006**.
- Naaman A. E., Nammur G. G., Alwan J. M., Najm H. S.** , *Fibre Pull-out and Bond Slip. I Analytical Study*, ASCE Journal of Structural Engineering, Vol. 117, No. 9, pp. 2769-2790, **1991**.
- Naaman A. E., Moavenzadeh F., McGarry F. J.** , *Probabilistic Analysis of Fiber-Reinforced Concrete*, Journal of the Engineering mechanics Division : Proceedings of the American Society of Civil Engineers, Vol. 100, Issue EM2, pp. 397-413, April, **1974**.
- Naaman A. E., Chandransu K.** , *Innovative bridge deck system using high performance fiber-reinforced cement composites*, ACI Structural Journal, Vol. 101, No. 1, pp. 57-64, January-February, **2004**.
- Naaman A. E., Nammur G. G., Alwan J. M., Najm H.** , *Fiber pullout and bond slip. II: Experimental validation*, ASCE Journal of Structural Engineering, Vol. 117, No. 9, pp. 2791-2800, September, **1991**.
- Nammur G. G., Naaman A. E.** , *Bond Stress Model for Fiber Reinforced Concrete Based on Bond Stress-Slip Relationship*, ACI Materials Journal, Vol. 86, No. 1, pp. 45-57, USA, January, **1989**.
- Narayanan R., Darwish, I. Y. S.** , *Shear in Prestressed Concrete Beams Containing Steel Fibers*, International Journal of Cement Composites and Lightweight Concrete, Vol. 9, No. 2, pp. 81-90, **1987**.
- Narayanan R., Darwish, I. Y. S.** , *Use of Steel Fibres as Shear Reinforcement*, ACI Structural Journal, Vol. 84, No. 3, pp. 216-227, May-June, **1987**.
- Nervi P. L.**, *Savoir construire*, Editions du Linteau, Paris, 185 p., **1997**.
- Nielsen C. V.** , *Ultra high strength steel fibre reinforced concrete. Part I: Basic strength properties of Compresit matrix. Part II: Structural applications of Compresit*, Technical University of Denmark, Serie R, n. 323, Denmark, **1995**.

- Nielsen M. P.**, *Limit analysis and concrete plasticity*, CRC Press, 908 p., Copenhagen, Denmark, **1999**.
- Nowodworski H., Rosiak K.**, *Ultra-high performance concrete, with ductility. The world's first long-span roof in Ductal - The Joppa Clinker Dome Roof*, 2nd Material Specialty Conference of the Canadian Society for Civil Engineers, Montréal, Quebec, Canada, 5-8 June, 9 pp., Montréal, Canada, June, **2002**.
- Ockleston A. J.**, *Arching Action In Reinforced Concrete Slabs*, The Structural Engineer, 36, pp. 197-201, London, **1958**.
- Okamura H., Ozawa K.**, *Mix design for self-compacting concrete*, JSCE, 25, **1995**.
- Olesen J. F.**, *Fictitious crack propagation in fiber reinforced concrete beams*, ASCE Journal of Engineering Mechanics, Vol. 127, No. 3, pp. 272-280, USA, March, **2001**.
- Onsager L.**, *Ann. N.Y. Acad. Sci.* 51, 627, **1949**.
- Ouyang C., Shah S. P., Mura T., Chen J-C.**, *Response of Quasi-Brittle Materials Reinforced by Short, Aligned Fibers*, Journal of Engineering Mechanics, 125, Issue 11, pp. 1268-1275, November, **1999**.
- Parant E.**, *Mécanismes d'endommagement et comportements mécaniques d'un composite cimentaire fibré multi-échelles sous sollicitations sévères: fatigue, choc, corrosion*, Doctoral thesis, LCPC, 245 p., Paris, France, December, **2003**.
- Park H., Chuang E., Ulm F.-J.**, *Model-Based Optimization of Ultra High Performance Concrete Highway Bridge Girders*, Massachusetts Institute of Technology, Cambridge, USA, March, **2003**.
- Pedersen, C.**, *New production processes, materials and calculation techniques for fiber reinforced concrete pipes*, PhD thesis, Department of Structural Engineering and Materials, Technical University of Denmark, Series R, No. 14, **1996**.
- Pedrazzini A., Pedrazzini E.**, *Three New Flaz River Bridges, Samedan, Switzerland*, fib-CH, Structural Concrete in Switzerland, The second fib-Congress, pp. 76-80, Naples, Italy, June, **2006**.
- Penttala V.**, *Concrete and Sustainable Development*, ACI Materials Journal, Vol. 94, No. 5, pp. 409-416, September-October, **1997**.
- Petersson P.**, *Fracture Energy of Concrete: Practical Performance And Experimental Results*, Cement and Concrete Research, Vol. 10, No. 1, pp. 91-101, **1980**.
- Pfyl Th.**, *Tragverhalten von Stahlfaserbeton*, IBK-Bericht, PhD thesis, ETHZ (Swiss Federal Institute of Technology), Nr. 279, 140 p., Zürich, Switzerland, February, **2003**.
- Racky P.**, *Cost-effectiveness and sustainability of UHPC*, Proceedings of the International Symposium on Ultra High Performance Concrete, University of Kassel, pp. 797-805, Kassel, Germany, **2004**.
- Rapoport J., Aldea A., Shah S. P., Ankenman B., Karr A.**, *Permeability of cracked steel fiber-reinforced concrete*, ASCE Journal of Materials in Civil Engineering, Vol. 14, No. 4, pp. 355-358, USA, July-August, **2002**.
- Reda M. M., Shrive N. G., Gillott J. E.**, *Microstructural investigation of innovative UHPC*, Cement and Concrete Research, 29, pp. 323-329, **1999**.
- Redaelli D., Muttoni A.**, *Tensile Behaviour of reinforced ultra-high performance fiber reinforced concrete elements*, fib Symposium, Dubrovnik 2007, pp. 267-274, Dubrovnik, Croatia, May, **2007**.
- Redaelli D.**, *Testing of reinforced high performance fibre concrete members in tension*, Proceedings of the 6th Int. Ph.D. Symposium in Civil Engineering, Zurich 2006, 8 p., Zurich, Switzerland, August, **2006**.

Reineck K.-H., Greiner S. , *Entwurf und Konstruktion dichter Heisswasser-Wärmespeicher aus ultrahochfestem Faserfeinkornbeton*, Abschlussbericht BMU 0329606V, Institut für Leichtbau Entwerfen und Konstruieren, Universität Stuttgart, Germany, March, **2004**.

Reineck K.-H., Greiner S. , *Tests on ultra-high performance fibre reinforced concrete designing hot-water tanks and UHPFRC-shells*, International Symposium on UHPC, No.3, pp 361-374, Kassel, Germany, 08, **2004**.

Resplendino J., *First recommendations for Ultra-High Performance Concretes and examples of applications*, Proceedings of the International Symposium on Ultra High Performance Concrete , pp. 79-89, Kassel, Germany, **2004**.

Resplendino J., Bouteille S. , *Construction de deux ponts routiers en béton fibré ultra performant (BFUP)*, Bulletin Ouvrages d'Art, SETRA - Service d'études techniques des routes et autoroutes, Vol. 53, pp. 2-11, France, November, **2006**.

Resplendino J., Petitjean J. , *Ultra-High-Performance Concrete : First Recommendations and Examples of Application*, The fifth International Symposium on High Performance Computing, 18 p., Tokio-Odaiba, Japan, october, **2003**.

Resplendino J., Bouteille S. , *Tabliers de ponts réalisés en béton fibré ultra performant (BFUP) et en matériau composite (fibre de verre)*, Actes des journées techniques organisées par l'Association Française de Génie Civil (AFGC): Le développement durable, une exigence d'innovation pour le génie civil, 15 p., Paris, France, mars, **2007**.

Richard P., Cheyrezy M. , *Composition of Reactive Powder Concretes*, Cement and Concrete Research, vol. 25, no. 7, pp 1501-1511, USA, October, **1995**.

RILEM, *RILEM TC 162-TDF: Test and Design Methods for Steel Fibre Reinforced Concrete*, Materials and Structures, Vol. 35, pp 262-278, June, **2002**.

RILEM, *Round-robin analysis of the RILEM TC 162-TDF beam-bending test: Part 1 - Test method evaluation*, Materials and Structures, 36, pp. 609-620, November , **2003**.

RILEM, *Round-robin analysis of the RILEM TC 162-TDF beam-bending test: Part 2 - Approximation of δ from CMOD response*, Materials and Structures, 36, pp. 621- 630, November, **2003**.

RILEM, *Test and design methods for steel fibre reinforced concrete: σ - ϵ , design method*, Materials and Structures 33(226): 75–81, **2000**.

Romualdi J. P., Mandel J.A. , *Tensile strength of concrete affected by uniformly distributed and closely spaced short lengths of wire reinforcement*, Journal of the American Concrete Institute, 61, No. 6, pp. 657-671, June, **1964**.

Rossi P. , *High Performance Multimodal Fiber Reinforced Cement Composites (HPMFRCC): The LCPC Experience*, ACI Materials Journal, 94, pp 478-483, Detroit, USA, November - December, **1997**.

Rossi P. , *Ultra-high performance fibre reinforced concretes (UHPFRC): an overview*, BEFIB'2000, Proceedings of the Fifth International RILEM Symposium on Fibre-Reinforced Concretes (FRC), Ed. by P. Rossi and G.Chanvillard, pp 87-100, Lyon, France, September, **2000**.

Rossi P., Arca A., Parant E., Fakhri P. , *Bending and compressive behaviors of a new cement composite*, Cement and Concrete Research, 35, pp.27-33, **2005**.

Rossi P., Acker P., Malier Y. , *Effect of steel fibres at two different stages: the material and the structure*, Materials and Structures, Vol. 20, pp 436-439, **1987**.

Roy D. M., Gouda G. R. , *High strength generation in cement pastes*, Cement and Concrete Research, Vol. 3, pp 807-820, **1973**.

- Roy D. M., Gouda G. R., Bobrowsky A. ,** *Very high strength cement pastes prepared by hot pressing and other high pressure techniques*, Cement and Concrete Research, Vol. 2, pp 349-366, USA, **1972**.
- Sargin M., Handa V. ,** *A general formulation for the stress-strain properties of concrete*, Solid Mechanics Division, University of Waterloo, Waterloo, Rep. No. 3, pp. 1-27, Canada, May, **1969**.
- Sato Y., Van Mier J. G. M., Walraven J. C. ,** *Mechanical characteristics of multi-modal fiber reinforced cement based composites* , Fifth RILEM Symposium on Fibre-Reinforced Concretes , pp. 791-800, Lyon, France, September, **2000**.
- Satoshi K., Hidemi N., Akira O. ,** *Influence of Aggregate Properties on High Strength Concrete*, Journal of Research of the Taiheiyo Cement Corporation, 146, pp. 21-32, Japan, **2004**.
- Schmidt M., Fehling E., Geisenhanslüke C. ,** *Ultra High Performance Concrete (UHPC)*, International Symposium on Ultra High Performance Concrete, Kassel, **2004**.
- Schmidt M., Fehling E. ,** *Ultra-High-Performance Concrete: Research, Development and Application in Europe* , Seventh International Symposium on the Utilization of High-Strength/High-Performance Concrete that was held in Washington, D.C., USA, June 20-24, 2005, pp.51-78, June, **2005**.
- Scrivener K.,** *The Microstructure of Concrete*, Materials Science of Concrete I, Ed. by J. Skalny, American Ceramics Society, Westerville, OH, pp 127-161, USA, **1989**.
- Scrivener K.,** *Advanced Cementitious Materials*, Lecture Notes, Ecole Polytechnique Fédérale de Lausanne, Switzerland, **2005**.
- SETRA, AFGC,** *Béton fibrés à ultra-hautes performances, (Ultra high performance fibre-reinforced concretes)*, recommandations provisoires, 152 p., France, Janvier, **2002**.
- Shah S. P.,** *Do Fibers Increase the Tensile Strength of Cement-Based Matrixes?*, ACI Materials Journal, 88, pp. 595-602, November-December, **1991**.
- Shah S. P., Naaman A. E., Moreno J. ,** *Effect of confinement on the ductility of lightweight concrete*, International Journal of Cement Composites and Lightweight Concrete, Vol. 5, Issue 1, pp. 15-25, February, **1983**.
- SIA ,** *SIA 262 - Construction en béton*, 94p., Zurich, Switzerland, **2003**.
- SIA,** *SIA 260 - Bases pour l'élaboration des projets de structures porteuses*, 44p., Zurich, Switzerland, **2003a**.
- SIA ,** *SIA 261 - Actions sur les structures porteuses*, 114p., Zurich, Switzerland, **2003b**.
- Sigmund O.,** *A 99 line topology optimization code written in Matlab*, Structural and Multidisciplinary Optimization, 21, pp.120-127, **2001**.
- Simon A., Hajar Z., Lecointre D., Petitjean J. ,** *Realization of two bridges with Ultra-High-Performance Fibre-Reinforced Concrete*, 6th International symposium on Utilization of High Strength / High Performance Concrete, Leipzig, Germany, 2002, pp. 753-768, June, **2002**.
- Simon A. ,** *Plaques minces en BFUP, communication interne*, France, **2006**.
- Sorelli L., Davila R., De Jesus M., Ulm F.-J., Toutlemonde F. ,** *Optimal Design of UHPC Highway Bridges Based on Crack Criteria*, The 5th international Conference on Concrete under Severe Conditions of Environment and Loading (CONSEC'07), pp. 1085-1092, **2007**.
- Spasojevic A.,** *Possibilities for Structural Improvements in the Design of Concrete Bridges*, Proceedings of the 6th Int. PhD Symposium in Civil Engineering, Zurich 2006, 8 p., Zurich, Switzerland, **2006**.

- Spasojevic A.**, Structural implications of ultra-high performance fibre-reinforced concrete in bridge design, Thèse EPFL, 285 p., Lausanne, Switzerland, **2008**.
- Stang H., Shah S. P.**, *Pullout problem : stress versus fracture mechanical approach*, Journal of Engineering Mechanics, 116, No. 10, 2136-2150, **1990**.
- Stang H., Li V. C.**, *Classification of Fibre Reinforced Cementitious Materials for Structural Applications*, 6th RILEM Symposium on fibre reinforced concrete (FRC), - BEFIB 2004, Varenna, Italy, pp. 197-218, September, **2004**.
- Stang H., Shah H. R.**, *Failure of Fibre-reinforced Composites by Pull-Out Fracture*, Journal of Materials Science, 21, pp.953-957, **1986**.
- Stang H., Li V. C., Krenchel H.**, *Design and Structural applications of stress-crack width relations in fibre reinforced concrete*, Materials and Structures, 28, 210-219, **1995**.
- Stang H., Olesen J. F.**, *'On the interpretation of bending tests on FRC-materials*, Proceedings FRAMCOS-3, volume 1, Fracture Mechanics of Concrete Structures, (H. Mihashi and K. Rokugo, Editors) Aedificatio Publishers (D-79104 Freiburg, Germany) 511-520, **1998**.
- Stiel T., Karihaloo B., Fehling E.**, *Effects of Casting Direction on the Mechanical properties of CARDIFRC*, International Symposium on Ultra High Performance Concrete, pp.481-493, Kassel, Germany, September, **2004**.
- Sugano S., Kimura H., Shirai K.**, *Study of new RC structures using Ultra-High-Strength Fiber-Reinforced Concrete (UFC) - The challenge of applying 200 MPa UFC to Earthquake resistant building structures*, Journal of Advanced Concrete Technology, Vol. 5, No. 2, pp. 133-148, Japan, **2007**.
- Swamy R. N., Mangat P. S.**, *A theory for the flexural strength of steel fiber reinforced concrete*, Cement and Concrete Research, Vol. 3, Issue 4, pp. 413-427, May, **1974**.
- Swamy R. N., Jones R., Chiam A. T. P.**, *Influence of Steel Fibers on the Shear Resistance of Lightweight Concrete I-Beams*, ACI Structural Journal, Vol. 90, Issue 1, pp. 103-114, January-February, **1993**.
- Tada H., Paris P. C., Irwin G. R.**, *The Stress Analysis of Cracks Handbook*, Paris Productions Incorporated, St. Louis, Missouri, USA, December, **1985**.
- Taerwe L.**, *Influence of Steel Fibers on Strain-Softening of High-Strength Concrete*, ACI Materials Journal, Vol. 89 (1), pp. 54-60, January, **1993**.
- Taerwe L., Van Gysel A.**, *Influence of steel fibers on design stress-strain curve for high-strength concrete*, ASCE Journal of Engineering Mechanics, Vol. 122, pp. 695-704, USA, Août, **1996**.
- Tailhan J.-L., Rossi P., Parant E., Clément J.-L., Arca A.**, *Comportement en traction uni-axial d'un composite cimentaire à écrouissage positif à partir d'une approche inverse, Caractérisation du comportement en traction uniaxiale*, Bulletin des Laboratoires des Ponts et Chaussées, LCPC, n° 248, pp 35-48, Paris, **2003**.
- Tanaka Y., Musya H., Ootake A., Shimoyama Y., Kaneko O.**, *Design and construction of Sakata-Mirai footbridge using Reactive Powder Concrete*, Proceedings of the 1st FIB Congress 2002: Concrete Structures in the 21st Century, Osaka, Japan, pp. 417-424, Osaka, Japan, **2002**.
- Thibaux T., Tanner J. A.**, *Constructions des premières ponts français en béton fibré à ultra haute performance*, Proceedings of the 1st fib congress - Concrete Structures in the 21st Century, pp. 139 -144, Osaka, **2002**.
- Thorenfeldt E., Tomaszewics A., Jensen J. J.**, *Mechanical properties of high-strength concrete and application in design*, Proceeding on Utilisation of High Strength Concrete, Stavanger, Norway, **1987**.

- Timoshenko S., Woinowsky-Krieger S.** , *Theory of Plates and Shells*, McGraw-Hill., Second Edition, 580 p., **1959**.
- Tjptobroto P., Hansen W.** , *Tensile Strain Hardening and Multiple Cracking in High-Performance Cement-Based Composites Containing Discontinuous Fibres*, ACI Materials Journal, Vol. 90, 1, pp. 16-25, January-February , **1993**.
- Toutlemonde F., Légeron F., Brazillier D.** , *Rational structural design using HPC in some typical bridge structures*, Proceedings 6th international symposium on utilization of high strength / high performance concrete, pp. 797-812, Leipzig, **2002**.
- Toutlemonde F., Légeron F., Piquet A.** , *Valorisation des bétons à hautes et très hautes performances dans les structures d'ouvrages d'art*, Bulletin des Laboratoires des Ponts et Chaussées, 246-247, pp. 57-72, **2003**.
- Toutlemonde F., Boulay C., Sercombe J., Le Maou F., Renwez S., Adeline R.** , *Characterization of Reactive Powder Concrete (RPC) in Direct Tension at Medium to High Loading rates*, 2nd International Conference on Concrete under Severe Conditions : Environment and Loading, CONSEC'98, vol. 2, pp. 887-896, Tromsø, Norvège, June, **1998**.
- Toutlemonde F., Renaud J.-C., Lauvin L., Brisard S., Resplendino J.** , *Local bending tests and punching failure of a ribbed UHPFRC bridge deck*, Fracture Mechanics of Concrete and Concrete Structures FraMCos, Editors A. Carpinteri, P. Gambarova, G. Ferro, G. Plizzari, Vol. 3, pp. 1481-1489, **2007**.
- Toutlemonde F., Renaud J.-C., Lauvin L., Behloul M., Simon A., Vildaer S.** , *Testing and analysing innovative design of UHPFRC anchor blocks for post-tensioning tendons*, Fracture Mechanics of Concrete and Concrete Structures FraMCos, Editors A. Carpinteri, P. Gambarova, G. Ferro, G. Plizzari, Vol. 2, pp. 1193-1201, **2007**.
- Toutlemonde F., Lauvin L., Renaud J.-C., Kretz T., Brisard S.** , *Fatigue Performance of an UHPFRC ribbed slab applied as a road bridge deck verified according to the Eurocodes*, Concrete under Severe Conditions : Environment & Loading, CONSEC'07, Editors F. Toutlemonde et al. , pp. 1191-1200, Tours, France, **2007**.
- Toutlemonde F., Resplendino J., Sorelli L., Bouteille S., Brisard S.** , *Innovative design of ultra high-performance fiber reinforced concrete ribbed slab: experimental validation and preliminary detailed analyses*, Seventh International Symposium on the utilization of High-Strength/High-Performance Concrete, ACI Special Publication SP-228, Vol. 2, pp. 1187-1205, USA, June, **2005**.
- Tue N. V., Simsch G., Schneider H., Schmidt D.** , *Bearing Capacity of Stub Columns made of NSC, HSC and UHPC confined by a Steel Tube*, Proceedings of the International Symposium on Ultra High Performance Concrete, University of Kassel, pp. 339-350, Kassel, Germany, September, **2004**.
- Tue N. V., Küchler M., Schenck G., Jürgen R.** , *Application of UHPC filled tubes in buildings and bridges*, Proceedings of the International Symposium on Ultra High Performance Concrete, University of Kassel, pp. 807-817, Kassel, Germany, **2004**.
- Ulfkjaer J. P., Krenk S., Brincker R.** , *Analytical model for fictitious crack propagation in concrete beams*, ASCE Journal of Engineering Mechanics, Vol. 121, pp. 7-14, USA, January, **1995**.
- Ulm F.-J., Constantinides G., Heukamp H.** , *Is concrete a poromechanics material? - A multiscale investigation of poroelastic properties*, Materials and Structures, Vol. 37 , pp. 43-58, January-February, **2004**.
- Ulm F.-J.** , *Ductility Enhancement of High Performance Cementitious Composites and Structures*, Department of Civil and Environmental Engineering, MIT, Cambridge, USA, July, **2002**.

- USDT** , *High Performance Concrete Structural Designers' Guide*, U.S. Department of Transportation, Federal Highway Administration, March, **2005**.
- Van Mier J. G. M.**, *High Performance Fibre Reinforced Concrete - Faserbewehrter Hochleistungsbeton*, Holcim Betontagung 2003, **2003**.
- Van Mier J. G. M.** , *Fracture Processes of Concrete - Assessment of Material Parameters for Fracture Models*, 448 p., Boca Raton, USA, **1997**.
- Van Mier J. G. M.**, *Strain-softening of concrete in uniaxial compression - Report of the round robin test carried out by RILEM TC 148-SSC*, Materials and Structures, Vol. 30, pp. 195-209, May, **1997**.
- Vaz Rodrigues R.** , *Shear Strength of Reinforced Concrete Bridge Deck Slabs*, EPFL, PhD thesis, n° 3739, 289 p., Lausanne, Switzerland, March, **2007**.
- Vernet C.**, *Evolution chimique et propriétés mécaniques des bétons*, Ecole thématique CNRS -ATILH: Physique, chimie et mécanique des matériaux cimentaires, La Colle-sur-Loup, Octobre, **2003**.
- Vicenzino E., Culham G.** , *First Use of UHPFRC in Thin Precast Concrete Roof Shell for Canadian LRT Station*, PCI Journal, pp.60-67, USA, 09, **2005**.
- VSS**, Norme Suisse SN 640 201, Profil Géométrique type – Dimensions de base et gabarit des usagers de la route, VSS – Union des professionnels suisses de la route, Zurich, **1992**.
- Walraven J. C.**, *Design with ultra high strength concrete: basics, potential and perspectives*, Proceedings of the International Symposium on Ultra High Performance Concrete , pp. 853-864, Kassel, Germany, **2004**.
- Wittmann F. H.** , *Crack formation and fracture energy of normal and high strength concrete*, Sadhana, India, Vol. 27, part 4, pp. 413 - 423, August, **2002**.
- Yudenfreund M., Odler I., Brunauer S.** , *Hardened Portland Cement Pastes of Low Porosity, I. Materials and Experimental Methods*, Cement and Concrete Research, Vol. 2, No. 3, pp 313-330, USA, May, **1972**.
- Yudenfreund M., Hanna K. M., Skalny J., Odler I., Brunauer S.** , *Hardened Portland Cement Pastes of Low Porosity, V. Compressive Strength*, Cement and Concrete Research, Vol. 2, pp 731-743, USA, **1972**.

Notations (see complete list of notations in [Spasojevic08])

Capital Greek letters

Δl_m elongation of the measurement base

Lowercase Greek letters

ε_u elongation at failure of UHPFRC in tension

σ stress

σ_p stress in prestressing strand

ϕ creep coefficient

χ curvature

$\chi_{el, max}$ curvature at the beginning of the pseudo-plastic tensile phase

$\chi_{pl, u}$ curvature at a cracked section in the bending softening regime for $M = M_R$

Capital Roman letters

D_{max} maximum diameter of the aggregate

E_c concrete modulus of elasticity (initial tangential stiffness in uniaxial loading)

M bending moment

$M_{el, max}$ maximal bending moment in elastic regime

$M_{pl, max}$ maximal bending moment in pseudo-plastic regime

M_R resisting bending moment

Lowercase Roman letters

a_Q side dimension of the area loaded by a wheel load

b width of the cross-section

b_d width of the deck

b_r rib spacing

b_{rw} rib width

$b_{rw, top}$ rib width at the top of the rib

c_χ coefficient of the curvature function in crack disturbed region

f_c concrete compressive strength

f_{ct} concrete tensile strength

f_{pk} strength of prestressing strand

h depth of the section

h_1 neutral axis position in a section with pseudo-plastic yielding

$h_{1, d}$ neutral axis position in a section during inelastic unloading

h_{deck} overall thickness of the deck

h_{equiv} equivalent depth of concrete cross section

h_{slab} thickness of the slab

h_{ts} thickness of the top slab

ℓ span length

l_{bf} debonding length of a single fibre

m bending moment per unit width

m_d design value of the acting moment per unit width

m_{Rd} design value of the resisting plastic moment per unit width

m_t bending moment in tangential direction, per unit width

n_{fct} ratio of bending strength before tensile softening to tensile strength

q_{Qd} design value of the concentrated wheel load