

Documents scientifiques et techniques



Bétons fibrés à ultra-hautes performances *Ultra High Performance Fibre-Reinforced Concretes*

Recommandations provisoires *Interim Recommendations*

Janvier 2002

ANNEXE 1

Comportement en compression Module d'élasticité

1. Comportement en compression

La figure 1 présente, à titre d'exemple, le comportement en compression du Ductal®. Il s'agit d'essais de compression sur éprouvettes de 7 cm de diamètre et 14 cm de hauteur [1.3].

Lors de ces 2 essais le module d'Young obtenu était respectivement égal à 61.4 GPa et 57 GPa.

La déformation maximale prise pour le palier plastique de 0,235% est inférieure à la déformation mesurée au pic de compression qui vaut ici respectivement 0,357 et 0,375 %.

ANNEX 1

Compressive behaviour Modulus of elasticity

1. Compressive behaviour

The following figure shows the compressive behaviour of Ductal®. It presents results of compressive-strength tests on 7 cm diameter, 14 cm long test specimens [1.3].

In these two tests the moduli of elasticity obtained were 61.4 GPa and 57 GPa.

The 0.235% maximum strain adopted for the yield plateau is less than the strain measured under peak compression equal to 0.357% and 0.375% respectively.

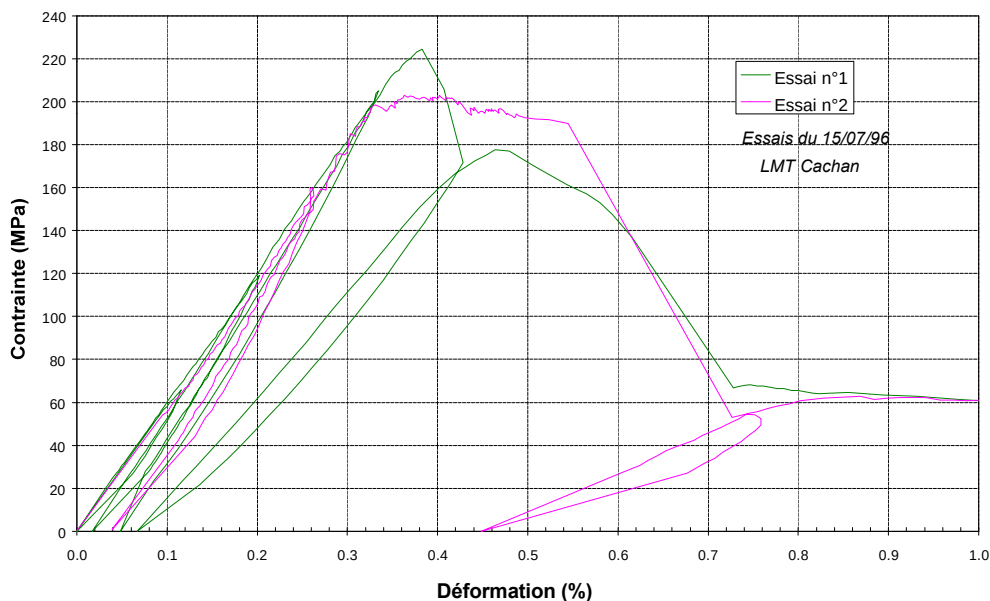


Figure 1 : Comportement en compression du Ductal®

Figure 1 : Compressive behaviour of Ductal®

Lors du chantier Cattenom, les essais de compression de contrôle sur 196 éprouvettes de diamètre 70 mm ont conduit aux résultats suivants :

Moyenne : 228 MPa
 Ecart type 18 MPa
 Valeur caractéristique réellement obtenue : 197 MPa

Valeur caractéristique prise pour les calculs : 180 MPa

During work at the Cattenom nuclear power plant, routine compressive-strength checks on 196 specimens (7 cm diameter) gave the following results:

Mean strength: 228 MPa
 Standard deviation: 18 MPa
 Characteristic value actually obtained: 197 MPa

Design characteristic strength effectively used: 180 MPa

2. Estimation du module d'élasticité statique

Le tableau récapitulatif des caractéristiques des BFUP (Cf. annexe 7) étudiés à ce jour montre qu'une formule simplifiée du type : $E = k_0 * f_{cj}^{1/3}$ conduit aux valeurs de k_0 suivantes :

BPR 180	$k_0 =$	8800
BSI 150	$k_0 =$	11000
1463 F130	$k_0 =$	9870

Si l'on considère un k_0 unique de 9500 nous obtenons respectivement :

$E_{BPR} = 53\,630\text{ MPa}$	$E_{\text{mesuré}} = 50\,000$
$E_{BSI} = 50\,476\text{ MPa}$	$E_{\text{mesuré}} = 65\,000$
$E_{1463F} = 48\,125\text{ MPa}$	$E_{\text{mesuré}} = 57\,000$

Ces évaluations à partir d'une formule réglementaire calibrée dans le domaine $f_{c28} = 20$ à 120 MPa ne sont donc pas concluantes pour les BFUP.

Lors des études du BSI 150, une approche à partir des caractéristiques des constituants et de leur proportion a permis de déterminer le module théorique du BFUP.

La méthode utilisée par Cadoret Consulting s'appuie sur le modèle développé par Le Roy et De Larrard.

Il est procédé à une approche en deux temps .

2. Estimate of the static modulus of elasticity

The table summarizing the UHPFRC characteristics studied to date (Annex 7) shows that a simplified formula such as $E = k_0 * f_{cj}^{1/3}$ gives the following k_0 values:

BPR 180	$k_0 =$	8800
BSI 150	$k_0 =$	11000
1463 F130	$k_0 =$	9870

If a single k_0 value of 9500 is used, the results are:

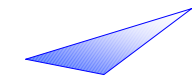
$E_{BPR} = 53\,630\text{ MPa}$	$E_{\text{measured}} = 50\,000$
$E_{BSI} = 50\,476\text{ MPa}$	$E_{\text{measured}} = 65\,000$
$E_{1463F} = 48\,125\text{ MPa}$	$E_{\text{measured}} = 57\,000$

These evaluations from a design formula gauged in the field $f_{ck} = 20$ to 120 MPa are thus not conclusive for UHPFRC.

When the BSI 150 mix was being studied, an approach based on the characteristics of the constituent ingredients and their proportions served to determine the theoretical static modulus of elasticity of the UHPFRC.

The method used by Cadoret Consulting is based on the model developed by Le Roy and De Larrard.

The approach used consists of two phases.



- Tout d'abord le module élastique de la pâte est évalué selon une loi de la forme:

$$E_{pj} = K_{pe} \frac{K_g * R_{cj}}{\left(1 + 3.15 \frac{E/C}{1 - 0.15 * (1 - \exp(-11 s/c))} \right)^{2.4}}$$

Avec des valeurs de $E/C < 0,4$, et pour des suspensions de fumées de silice s exprimées par rapport à la masse de ciment C . K_g est pris égal à 4,5.

R_{cj} correspond aux valeurs mesurées sur mortier normalisé aux différentes échéances à j jours.

La valeur de K_{pe} est obtenue à partir de $E_{pj} = K_{pe} \times F_{pj} = K_{be} \times F_{bj}$

K_{be} et F_{bj} correspondant à une formulation témoin pour étalonner la pâte.

- Dans un deuxième temps le module élastique du BFUP dépendant des modules élastiques de la pâte et de la concentration granulaire g est évalué selon la relation suivante :

$$\frac{E_b}{E_g} = a \left(1 + 2 g \frac{(1 - a^2)}{\left(g^* - g \right) + 2 a \left(2 - g^* \right) + a^2 \left(g^* - g \right)} \right)$$

avec $g^* = 1 - 0,41 \left(\frac{d}{D} \right)^{0,20}$

- First, the modulus of elasticity of the cement paste is assessed using a law such as:

With w/c values of less than 0,4, and for silica fume suspensions s expressed relative to the mass of cement C . $K_g = 4.5$.

R_{cj} is the values measured on standardized cement paste at different periods of j days.

The value of K_{pe} is obtained from $E_{pj} = K_{pe} \times F_{pj} = K_{be} \times F_{bj}$.

K_{be} and F_{bj} correspond to a reference mix for calibrating the cement paste.

- In a second phase, the modulus of elasticity of the UHPFRC—depending on the moduli of elasticity of the paste and the aggregate concentration g —is assessed with the following formula:

ANNEXE 2

Protocole expérimental des essais de flexion sur prismes et méthode d'exploitation

Introduction

Cette annexe décrit les procédures expérimentales pouvant être mises en œuvre afin de caractériser les performances en traction des BFUP par le biais d'essais de flexion. Deux types d'essais sont proposés. D'une part des essais de flexion quatre points permettant d'accéder à la résistance en traction suite à une correction de l'effet d'échelle. D'autre part, des essais de flexion trois points sur prismes entaillés qui permettent d'accéder à la contribution des fibres comme renfort d'une section fissurée après application d'une méthode d'exploitation dite méthode inverse.

1. Dimensions des éprouvettes

Les éprouvettes sont des prismes de section carrée, de côté a et de longueur $4*a$, soit :

$a = 7 \text{ cm}$: prisme $7*7*28$
 $a = 10 \text{ cm}$: prisme $10*10*40$
 $a = 14 \text{ cm}$: prisme $14*14*56$
 $a = 20 \text{ cm}$: prisme $20*20*80$

Le choix de la dimension des éprouvettes est conditionné par la dimension des fibres et le type d'élément de structure à caractériser. Ces informations sont données directement au 1.4.4.

2. Préparation des éprouvettes

La préparation des éprouvettes (mode de coulage) ainsi que le mode d'essais (rotation des éprouvettes d'un quart de tour ou non) sont précisés dans le texte des recommandations en fonction du type de structure envisagé.

ANNEX 2

Experimental procedure for flexural tensile tests on prisms and analysis method

Introduction

This annex describes the experimental procedures that can be used to characterize the tensile performance of UHPFRC by means of flexural tests. Two types of test are proposed: firstly, third-point flexural tests for determining the tensile strength following correction for scale effect; secondly, centre-point flexural tests using notched prisms, to determine the contribution of fibres as reinforcement of a cracked section, after application of the so-called 'back-analysis' method.

1. Dimensions of test specimens

*The test specimens are square-section prisms of dimensions a by $4*a$ long:*

$a = 7 \text{ cm}$: prism $7*7*28$
 $a = 10 \text{ cm}$: prism $10*10*40$
 $a = 14 \text{ cm}$: prism $14*14*56$
 $a = 20 \text{ cm}$: prism $20*20*80$

The choice of specimen size is determined by the dimension of the fibres and the type of structural element to be characterized. The relevant information is given in §1.4.4.

2. Preparation of test specimens

The preparation of specimens (casting method) and the test method (whether specimens are turned 90° or not) are specified in the body of the Recommendations, in accordance with the type of structure envisaged.

En accord avec les recommandations en cours de publication de la RILEM sur le dimensionnement de structure en Béton Renforcé de Fibres (groupe TC 162-TDF), pour les prismes entaillés, une entaille est sciée en section centrale, du côté de la face tendue lors de l'essai de flexion. La profondeur de l'entaille est égale à 10% de la hauteur du prisme, afin de permettre une localisation efficace de la fissure en minimisant les risques d'une fissuration hors entaille. La largeur de l'entaille doit être de l'ordre de 2mm.

3. Principe de l'essai

Les éprouvettes sont testées en flexion, trois points (flexion centrée) pour les prismes entaillés, quatre points (flexion circulaire) pour les prismes non entaillés. La longueur entre appuis inférieurs est égale à trois fois la hauteur du prisme. Ce principe est, là encore, conforme aux propositions du groupe RILEM TC 162-TDF.

4. Matériel utilisé

La machine d'essai est une presse de traction/compression de préférence servo-hydraulique pouvant être asservie en déplacement vérin ou de préférence sur un capteur externe.

Dans le cas des essais de flexion quatre point, un capteur de type LVDT doit être fixé par un dispositif spécifique sur l'échantillon afin de mesurer la flèche vraie de l'échantillon au cours de l'essai (figure 1). En effet, sans un tel dispositif, la mesure de la flèche est faussée par les tassements aux points d'application des forces et aux appuis ainsi que par les déformation du montage lui-même.

Dans le cas des essais de flexion trois points, un capteur pontant l'entaille est fixé sur le prisme. Ce capteur doit être fixé au niveau de la fibre tendue inférieure du prisme. Il peut s'agir d'un capteur type LVDT ou d'un capteur spécifique de type extensométrique. Ce capteur est fixé par l'intermédiaire de plots collés de part et d'autre de l'entaille. La colle est une colle rapide type cyano-acrilate.

In accordance with the RILEM recommendations on the design of Fibre-Reinforced Concrete structures (TC 162-TDF) currently at press, notched prisms are to be sawn at the centre, on the side under tension during the flexural test. The depth of the notch is 10% of the prism height, in order to effectively determine the location of cracking and minimize the risk of cracking beyond the notch area. The notch should be about 2 mm wide.

3. Principle of test

Bend-test notched specimens with a centre-point machine (angular bending) and un-notched specimens with a third-point machine (circular bending). The distance between bearing points must be three times the depth of the prism; this is in accordance with the recommendations of RILEM TC 162-TDF.

4. Equipment used

The test machine is a tensile/compressive load frame, preferably hydraulic and controlled by jack displacement or, even better, with an external sensor.

In the case of third-point bending, an LVDT type sensor must be attached to the specimen by special means in order to measure the actual deflection of the specimen during testing (Figure 1). Without such a system, deflection measurement is contaminated by settlement at the loading points and bearings and by deformation of the test apparatus itself.

For centre-point bending, fix a sensor to the prism, bridging the notch. Attach it to the tensile bottom fibre. It can be an LVDT type sensor or a special type of extensometric sensor. Attach it by means of tabs glued on each side of the notch. Use a fast-setting cyano-acrylate type glue. The distance between tabs must be constant from one test to the next so that the initial measurements can be corrected by subtracting the elastic deformation.

La distance entre les plots doit être constante d'un essai à l'autre afin de corriger les mesures initiales par soustraction de la déformation élastique. Cette distance est de l'ordre de 4 à 5 cm. Il demeure possible en fonction du type de machine d'essais utilisée de compléter l'instrumentation des prismes entaillés par un capteur de mesure de la flèche comme dans le cas des essais de flexion quatre points.

La course des capteurs doit être d'au moins 2 mm avec une précision de 0.5% pleine échelle.

The distance between tabs should be around 4 to 5 cm. Depending on the type of test machine, it may also be possible to complement the instrumentation of the notched specimens with a deflection measuring sensor, as for the third-point flexural tests.

The stroke of the sensors must be at least 2 mm, with accuracy to within 5% at full scale.

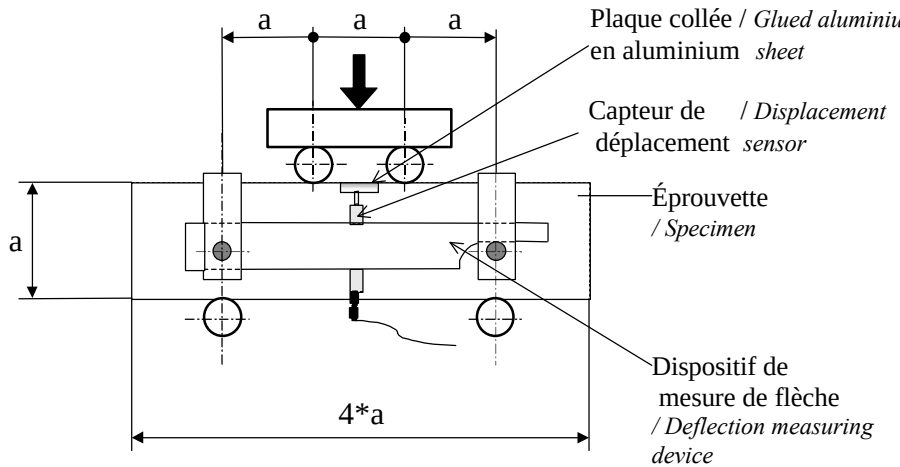


Figure 1 : Principe de mesure de la flèche vraie dans le cas d'un essai de flexion quatre points

Figure 1: Principle for measuring actual deflection with third-point flexural test

5. Mode opératoire

L'éprouvette est mise en place sur le dispositif d'essai de flexion de la presse. Les capteurs sont fixés sur l'éprouvette.

Une précharge est alors appliquée sur l'éprouvette, d'intensité aussi faible que possible, de l'ordre de quelques kilo-newtons, qui doit être prise en compte dans la suite de l'essai. Il faut s'assurer que lors de l'application de cette précharge, les capteurs de flèche et de mesure de l'ouverture de fissure répondent.

5. Test procedure

Place the specimen on the bending test device in the press. Fix the sensors to the specimen.

Preload the specimen to as small a degree as possible (around a few kN). This load is to be taken into account in the subsequent test procedure. Check that when this preload is applied, the deflection sensors and the sensors for measuring crack width respond.

L'application de cette précharge peut être effectuée de différentes manières :

- par contrôle en déplacement piston (en commande manuelle et automatique), dans le cas où le système de commande de la presse permet de détecter une limite en force et de la maintenir,
- par contrôle en force : dans ce cas une approche très précise en déplacement manuel du vérin doit permettre de limiter la distance entre l'éprouvette et les points d'application de la charge à environ 1 millimètre. La boucle ouverte créée lors du passage en contrôle de force ne dure pas longtemps et il suffit de détecter la valeur de la précharge dès que le contact est établi (boucle d'asservissement fermée) et la valeur requise atteinte,

Basculer alors l'asservissement soit sur le capteur d'ouverture de fissure, soit sur le capteur de flèche (en mode automatique, après détection de la précharge, certaines presses poursuivent directement l'essai en basculant l'asservissement sur le capteur choisi).

Il est préférable, dans la mesure du possible, d'asservir l'essai directement sur un capteur fixé sur l'éprouvette (ouverture de fissure ou flèche). Cependant, dans le cas des presses qui ne supportent pas un asservissement sur un capteur externe, il demeure possible de piloter l'essai sur le déplacement du vérin. Les risques d'instabilité sont plus grands lors de la fissuration mais l'enregistrement de la flèche et de l'ouverture de la fissure sont exploitables.

Selon le capteur retenu pour le pilotage de l'essai, la vitesse de chargement doit être adaptée afin d'obtenir une bonne description du comportement tout en restant dans des limites raisonnables pour la durée de l'essai.

A titre d'ordre de grandeur, en pilotage vérin, une vitesse de l'ordre de 0,25 mm/mn convient, en pilotage sur la flèche, la vitesse est de 0,1 mm/mn et en pilotage sur le capteur pontant la fissure, elle est de l'ordre de 0,025 mm/mn. L'essai est poursuivi jusqu'à une flèche mesurée directement sur l'échantillon de $0,015 \cdot a$ en mm, ce qui permet d'obtenir une durée d'essai raisonnable.

The preload can be applied in different ways:

- *by piston-displacement control (manually or automatically) if the press control system can detect a force limit and maintain it,*
- *by force control: in this case very precise manual control of the jack must limit the distance between the specimen and the loading points to about 1 millimetre. The transient when changing to force control does not last long, and it suffices to detect the value of preloading as soon as contact is made (control loop closed) and the required value is reached.*

Then switch control of loading to the crack sensor, or to the deflection sensor (in automatic mode, after detection of the preload, some presses continue the test immediately by switching control to the selected sensor).

In so far as possible, it is preferable to control the test directly from a sensor attached to the specimen (crack width or deflection). However, in the case of presses which do not allow for control from an external sensor, it is possible to control the test by jack displacement. The risks of instability are greater when cracking occurs, but the recorded deflection and crack width can be used nonetheless.

Depending on the type of sensor chosen for controlling the test, the loading rate must be adapted to obtain a good description of the behaviour while remaining consistent with reasonable test durations. For guidance, with jack control a pace rate of about 0.25 mm/min. is suitable; with deflection control, the pace rate is 0.1 mm/min.; and with control from a sensor bridging the crack, it is about 0.025 mm/min. The test continues until the deflection measured directly on the specimen reaches $0.015 \cdot a$ (in mm), which amounts to a reasonable test duration. The following table gives the deflection to be attained (when the test can be stopped) for different specimen sizes.

Ainsi, en fonction de la taille des prismes, le tableau suivant donne la flèche à atteindre pour interrompre l'essai :

Prisme <i>Prism</i> (mm)	Flèche maximale <i>Maximum deflection</i> (mm)	Nombre de données <i>Amount of data</i> (fréquence 5Hz)
70*70*280	2	1200
100*100*400	2.5	1800
140*140*560	3	2520
200*200*800	3.5	3600

6. Acquisition des données

L'enregistrement des données au cours de l'essai doit être effectué avec une fréquence de 5 hertz, afin d'obtenir une courbe complète comportant un minimum de 1200 points. Dans le cas des échantillons de grandes dimensions, il est possible de réduire la fréquence d'acquisition tout en conservant un nombre de données suffisantes. Les signaux à enregistrer sont :

- le temps,
- l'ouverture de la fissure,
- la flèche,
- la force,
- éventuellement le déplacement du piston.

7. Mise en forme des résultats

Un minimum de six essais est requis afin d'obtenir une réponse moyenne statistiquement significative. La mise en forme des résultats s'effectue de la façon suivante :

7.1. Estimation de la résistance en traction, flexion 4 points, prismes non entaillés

A défaut d'essais de traction directe pour évaluer les performances du matériau, il est possible d'approcher cette caractéristique sur la base des essais de flexion 4 points. Il suffit d'extraire des essais de flexion la valeur de l'effort (F_{fiss}) correspondant à la perte de linéarité du comportement élastique. Ce point est aisément identifiable sur les courbes effort en fonction de la flèche vraie. Par suite, la résistance obtenue à la fissuration en flexion peut être calculée par la formule suivante :

6. Data acquisition

During the test, record data at a frequency of 5 hertz in order to provide a full curve with at least 1200 points. In the case of large specimens, the frequency of acquisition can be reduced yet still give enough data. The signals to be recorded are:

- *time,*
- *crack width,*
- *deflection,*
- *force,*
- *ram displacement (possibly).*

7. Conflation of results

At least six tests are required to get a statistically significant mean response. Results are conflated as follows:

7.1. Assessment of tensile strength, third-point bending, un-notched specimens

In the absence of direct tensile-strength testing to determine the performance of UHPFRC, the tensile strength can be approximated from third-point flexural testing by extracting from the flexural test results the value of the force (F_{fiss}) corresponding to the loss of linearity of elastic behaviour. This point is easily identified on force/actual-deflection curves. The strength (R_{fl}) attained at the moment of flexural cracking can then be easily calculated using the following formula:

$$R_{fl} = 3 \cdot F_{fiss} / a^2$$

avec F_{fiss} en N et a en mm, R_{fl} est en MPa

Pour obtenir une estimation de la résistance en traction, il faut corriger cette résistance à la fissuration de l'effet d'échelle (ou effet de gradient). L'approche retenue est issue des travaux de recherche sur cet aspect et correspond à celle retenue dans le cadre du code de calculs des structures CEB-FIP, soit :

$$R_t = R_{fl} \cdot \frac{2.0 \cdot \left(\frac{h}{h_0} \right)^{0.7}}{1 + 2.0 \cdot \left(\frac{h}{h_0} \right)^{0.7}} \quad \text{avec } h_0 = 100 \text{ mm}$$

Pour appliquer une telle formule, il faut adopter pour h , la hauteur du prisme, soit a en mm.

7.2. Correction de l'ouverture de la fissure, flexion 3 points, prismes entaillés

Pour tenir compte de la déformation élastique sur la base de mesure, il est nécessaire de corriger la mesure directe de l'ouverture de fissure. Cette correction peut être effectuée uniquement avant localisation de la fissure, après, la décharge créée par la propagation de la fissure conduit à une déformation élastique négligeable sur la base de mesure.

La méthode la plus simple pour effectuer cette correction consiste à repérer la fin du domaine élastique initial (perte de linéarité) et de noter les valeurs de flèche (f_0) et d'ouverture de fissure correspondante (w_0). L'ouverture de fissure qui nous intéresse s'obtient alors directement en soustrayant la valeur w_0 aux valeurs mesurées de l'ouverture de fissure. Cette opération effectuée simplement un changement de repère et place la nouvelle origine de nos courbes à l'instant supposé de la localisation de la fissure.

Remarque : La déformation élastique sur la base de mesure de 50 mm est estimée à environ 10 μm . Cette valeur donne l'ordre de grandeur de la valeur w_0 qui doit être obtenue. Par ailleurs, cette valeur demeurant très faible,

$$R_{fl} = 3 \cdot F_{fiss} / a^2$$

where F_{fiss} is in newtons, a in millimeters, and R_{fl} in megapascals.

To estimate the tensile strength, the cracking strength must be corrected for scale effects (or gradient effect). The approach adopted is derived from research into this point and corresponds to that adopted for the CEB-FIP structural design code:

To apply such a formula, take as h the depth of the prism, i.e. a in millimetres.

7.2. Correction for crack width, centre-point bending, notched specimens

To take account of elastic deformation of the measurement base, it is necessary to correct the direct measurement of crack width. This correction can be carried out only before initiation of the crack; subsequently, the stress release caused by propagation of the crack results in negligible elastic deformation of the measuring base.

The simplest way to make this correction is to identify the end of the initial elastic range (loss of linearity) and to note the deflection values (f_0) and corresponding crack widths (w_0). The crack width of interest is then obtained directly by subtracting w_0 from the values measured when cracking started. This simply changes the co-ordinate system and puts the new origin of the curves at the time the crack is assumed to initiate.

Remark: The elastic deformation on a 50 mm measurement base is estimated to be about 10 μm . This gives the order of magnitude of the value w_0 to be obtained. Moreover, because this value remains very low, it is valid to simply move the origin to redefine the crack

l'hypothèse d'un simple changement d'origine pour définir l'axe des ouvertures de fissure est valide, les déformations élastiques résiduelles sur la base de mesure devenant très rapidement négligeables.

7.3. Corrélation entre l'ouverture de la fissure et la flèche, flexion 3 points, prismes entaillés

Dans le cas d'un essai où l'ouverture de la fissure n'est pas enregistrée, il faut l'estimer à partir de la mesure de la flèche vraie. Bien que cette relation ne soit pas directe et dépende de la hauteur de la fissure, une bonne estimation peut être obtenue de la façon suivante.

Connaissant la flèche f_0 qui correspond à la fin du domaine élastique (voir paragraphe 7.2), l'ouverture de la fissure (w) est alors estimée par la relation suivante :

$$w = 4/3 \cdot 0.9 \cdot (f - f_0)$$

où f représente la flèche vraie mesurée.

Cette expression est issue de l'hypothèse d'un mécanisme de rotule parfaite au droit de la fissure, affectée d'un coefficient correcteur qui prend en compte le fait que la fissure ne traverse pas totalement la section. Elle n'est donc pas valide en période initiale de propagation de la fissure. Cependant, cette période est relativement courte et la hauteur de la fissure se stabilise rapidement entre 80 et 90% de la hauteur de la section.

Remarque : cette approche ne doit être mise en œuvre qu'en tout dernière issue compte tenu de la diversité des réponses d'un matériau à l'autre.

7.4. Filtrage des données, flexion 3 points, prismes entaillés

Cette opération a pour but de réduire le bruit des données expérimentales afin de faciliter la mise en œuvre de la méthode inverse. Il va de soi que plus la qualité des essais est bonne, plus cette opération de filtrage est aisée. Dans tous les cas, lorsqu'un résultat d'essais présente des sauts brusques, soit en effort, soit en déplacement (flèche ou ouverture de fissure), qui correspondent manifestement à des problèmes d'asservissement lors de l'essai, aucun

simply move the origin to redefine the crack-width scale, since the residual elastic deformation of the measuring base very quickly becomes negligible.

7.3. Correlation between crack width and deflection, centre-point, notched specimens

In the case of tests where the crack width is not recorded, it must be estimated from measurement of the actual deflection. Although the relationship is not direct, and depends on the depth of cracking, a good estimate can be obtained as follows.

If the deflection f_0 at the end of the elastic range is known (see paragraph 7.2), the crack width (w) can be estimated using the following equation:

$$w = 4/3 \cdot 0.9 \cdot (f - f_0)$$

where f is the actual deflection as measured.

This expression is derived from the assumption of a perfect hinge mechanism at the crack, modified by a correction factor taking account of the fact that the crack does not go right through the section. It is therefore not valid in the initial phase of crack propagation. However, this phase is relatively short and the depth of the crack quickly stabilizes between 80% and 90% of the depth of the section.

Remark: This approach must be used only as a last resort, given the diversity of responses from one concrete to another.

7.4. Filtering of data, centre-point bending, notched specimens

The purpose of data filtering is to reduce the noise of test data in order to facilitate back analysis. Naturally, the better the quality of the tests, the easier the filtering operation is. Whenever a test result has sudden jumps in either force or displacement (deflection or crack width), obviously resulting from control problems during the test, no filtering should be carried out in an attempt to give a physical meaning to the recorded behaviour.

problèmes d'asservissement lors de l'essai, aucun filtrage ne doit être mis en œuvre pour tenter de donner un sens physique à un tel comportement. Par suite, un tel résultat d'essais doit tout simplement être rejeté pour une analyse ultérieure. Une description suffisante du comportement peut être obtenue avec échantillonnage des résultats sur un pas d'ouverture de fissure de 20 micromètres. Une méthode simple consiste alors à effectuer la moyenne des efforts enregistrés sur un intervalle de 40 micromètres et à affecter cette valeur au point central de l'intervalle. Compte tenu de la fréquence d'échantillonnage retenue (5 Hz) et de la vitesse de pilotage adoptée, cette technique de moyenne mobile est facile à mettre en œuvre et revient à moyenner un nombre de données assez important sur chaque intervalle.

Remarque : au niveau de l'origine des courbes, le premier point est le point expérimental qui définit la fin du domaine élastique. Il ne fait l'objet d'aucune moyenne. Dès le deuxième point, la moyenne mobile peut être mise en œuvre en agrandissant progressivement l'intervalle sur lequel est calculée la moyenne.

8. Extraction de la loi de traction par méthode inverse

Cette partie a pour objectif de donner le principe de la méthode inverse qui permet d'obtenir une relation contrainte de traction en fonction de l'ouverture de la fissure à partir des résultats expérimentaux moment résistant en fonction de l'ouverture de la fissure, obtenus dans le cadre des essais de flexion 3 points sur prismes entaillés. La méthode de calcul présentée doit être appliquée sur les données filtrées afin d'obtenir une convergence numérique stable.

8.1. Equilibre mécanique de la section fissurée

La figure suivante illustre une section fissurée d'un prisme en flexion. Deux parties sont distinguées, celle non fissurée où la distribution des contraintes correspond à un comportement élastique linéaire, et celle fissurée où la distribution des contraintes dépend directement de l'efficacité des fibres.

meaning to the recorded behaviour. Consequently such test results must simply be rejected for subsequent analysis.

An adequate description of behaviour can be obtained by sampling results at crack-width steps of 20 micrometres. A simple method of achieving this is to average the forces recorded over a 40 micrometre interval and attribute that mean value to the centre of the interval. Given the frequency of sampling (5 Hz) and loading rate adopted, this moving-average technique is easy to use, and involves averaging quite a large amount of data for each interval.

Remark: At the origin of the curves, the first point is the test point defining the end of the elastic range. It is not averaged. The moving average can be used for the second point and beyond, gradually increasing the averaging interval.

8. Extraction of the tensile-strength law using back analysis

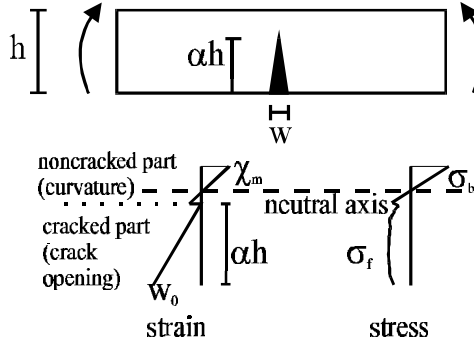
The purpose of this section is to outline the principle of back analysis which will produce a tensile stress/crack width relationship from resistance moment/crack width test results obtained with centre-point flexural tests on notched prisms. The calculation method presented must be applied to filtered data in order to obtain stable numerical convergence.

8.1. Mechanical equilibrium of the cracked section

The figure below shows a cracked section of a bent prism. Two different parts are distinguished: the uncracked part where the stress distribution corresponds to linear elastic behaviour, and the cracked part where stress distribution depends directly on the effectiveness of the fibres. It is the latter distribution which is of interest here, and which can be determined by back analysis

C'est cette dernière distribution que l'on recherche et qui résulte de l'exploitation par la méthode inverse [1.11] , [1.12] , [1.13].

which can be determined by back analysis [1.11] , [1.12] , [1.13].



L'équilibre mécanique de la section conduit aux équations suivantes, en notant b la contribution de la partie non fissurée et f , celle de la partie fissurée :

The mechanical equilibrium of the section results in the following equations, where b is the contribution of the uncracked part and f the contribution of the cracked part:

$$N_b = \frac{E \chi_m \cdot b \cdot h^2}{2} \left[(1 - \alpha_n)^2 - (\alpha - \alpha_n)^2 \right]$$

$$N_f = \frac{\alpha \cdot h \cdot b}{w_0} \int_0^{w_0} \sigma_f \cdot dw$$

$$M_f = \alpha h \cdot N_f - \frac{(\alpha \cdot h)^2 \cdot b}{w_0} \int_0^{w_0} \sigma_f \cdot w \cdot dw$$

$$M_b = \frac{E \chi_m \cdot b \cdot h^3}{3} \left[(1 - \alpha_n)^3 - (\alpha - \alpha_n)^3 \right] + h \cdot \alpha_n \cdot N_b$$

soit : moment résistant : $M = M_b + M_f$
effort normal : $N = N_b + N_f = 0$

i.e. resistance moment: $M = M_b + M_f$
normal force: $N = N_b + N_f = 0$

avec :

α la hauteur relative de la fissure (voir figure)
 α_n la hauteur relative de l'axe neutre donnée
par : $\sigma_t = E \chi_m \cdot h \cdot (\alpha - \alpha_n)$

χ_m la courbure de la partie non fissurée
 σ_t la résistance en traction de la matrice
 E le module élastique
 b, h la largeur et la hauteur de la section

with:

a relative depth of the crack (see figure)
 α_n relative height of the neutral fibre, given
by: $\sigma_t = E \chi_m \cdot h \cdot (\alpha - \alpha_n)$
 c_m curvature of the uncracked part
 s_t tensile strength of the matrix
 E modulus of elasticity
 b, h breadth and height of the section

Pour relier l'ouverture de la fissure à la courbure de la partie non fissurée, une relation cinématique est utilisée de la forme suivante :

To link crack width to the curvature of the uncracked part, a kinematic relationship of the following type is used:

$$w_0 = [\chi_m + 2.\chi_e] \frac{2.(\alpha h)^2}{3}$$

avec : χ_e la courbure élastique équivalente, donnée par : $\chi_e = M/EI$ et I l'inertie de la section rectangulaire

$$w_0 = [\chi_m + 2.\chi_e] \frac{2.(\alpha h)^2}{3}$$

where: c_e is the equivalent elastic curvature, given by $c_e = M/EI$ and I is the inertia of the rectangular section.

8.2. Processus itératif

Dans la mesure ou la relation contrainte de traction en fonction de l'ouverture de la fissure n'a pas une forme simple, nous recherchons des couples de points (w_i, σ_i), qui la définissent de façon discrète. Considérant alors que la discrétisation de l'abscisse qui correspond aux ouvertures de fissure est suffisamment fine, nous pouvons exprimer l'intégrale des contraintes par une approximation trapèze, soit par exemple :

$$\int_0^{w_{i+1}} \sigma_f . dw = \int_0^{w_i} \sigma_f . dw + \left(\frac{\sigma_{f_i} + \sigma_{f_{i+1}}}{2} \right) (w_{i+1} - w_i)$$

Par suite, les expressions précédentes de l'effort normal et du moment de la partie fissurée peuvent être exprimées de façon incrémentales :

$$N_{f_{i+1}} = N_{f_i} \cdot \frac{\alpha_{i+1}}{\alpha_i} \cdot \frac{w_i}{w_{i+1}} + \alpha_{i+1} \cdot h \cdot \left(\frac{\sigma_{f_i} + \sigma_{f_{i+1}}}{2} \right) \left(1 - \frac{w_i}{w_{i+1}} \right)$$

$$M_{f_{i+1}} = M_{f_i} \cdot \left(\frac{\alpha_{i+1}}{\alpha_i} \cdot \frac{w_i}{w_{i+1}} \right)^2 + \alpha_{i+1} \cdot h \cdot N_{f_{i+1}} \cdot \left(1 - \frac{w_i}{w_{i+1}} \right) - \frac{(\alpha_{i+1} \cdot h)^2 \cdot b}{2} \cdot \left(1 - \frac{w_i}{w_{i+1}} \right)^2 \cdot \sigma_{f_{i+1}}$$

Ainsi, considérant que la relation contrainte ouverture de fissure est connue jusqu'à l'itération i , nous obtenons les deux inconnues contrainte et hauteur relative de la fissure à l'itération $i+1$ en mettant en œuvre les équations du modèle précédent, de façon à satisfaire la nullité de l'effort normal et un moment résistant de la section égale au moment expérimental.

8.3. Initialisation du procédé et stabilisation de la convergence

Afin de démarrer le processus incrémental, il

8.2. Iterative process

Since the tensile stress/crack width relationship is complex, couples of points (w_i, σ_i) defining it discretely are sought. Considering that the discretization of the horizontal scale (crack width) is sufficiently fine, the integral of the stresses can be expressed by a trapezoidal approximation such as:

Subsequently, the previous expressions of the normal force and moment of the cracked part can be expressed incrementally:

Thus, considering that the stress/crack width relationship is known to iteration i , the two unknowns—stress and relative depth of the crack at iteration $i+1$ —can be calculated with the equations of the previous model so as to obtain zero normal force and a resistance moment of the section equal to the test moment.

8.3. Initialization of the process and stabilization of convergence

To start the incremental process, take as

suffit de prendre pour valeurs initiales le point défini comme moment de fissuration (fin du domaine élastique), avec une ouverture de fissure nulle :

$$M_b^0 = M_{\text{ext}} = \frac{-bh^2 \cdot \sigma_f^0}{6}$$

avec $M_f^0 = 0$; $N_b^0 = 0$; $N_f^0 = 0$

Dans la mesure où la description des résultats expérimentaux est discrète, la méthode inverse mettant en œuvre une sorte de dérivée de la courbe des moments, une oscillation de la relation contrainte en fonction de l'ouverture de la fissure est fréquente. Afin de stabiliser ce phénomène, nous avons pu vérifier qu'il suffit de corriger l'itération i après avoir calculé l'itération $i+1$.

En pratique, il suffit de repositionner la contrainte de l'itération i en effectuant une moyenne mobile du type suivant :

$$\sigma_i = (2 \cdot \sigma_i + \sigma_{i+1})/3$$

Dans la mesure où la contrainte ne varie pas brusquement, et c'est le cas en pratique, cette correction n'affecte pas la réponse de la méthode et conduit à des résultats beaucoup plus réalistes. Notons que cette opération de stabilisation doit être effectuée à la fin de chaque itération afin d'être prise en compte lors du calcul des itérations suivantes.

8.4. Correction de l'effet d'échelle

Il a été décidé de retenir dans certains cas l'essai de flexion 3 points sur prisme entaillé. En fait, l'objectif de l'entaille a simplement pour but de localiser la fissure dans une section précise et en aucun cas de se placer dans les hypothèses de la mécanique de la rupture qui considèrent un rayon de courbure nul en fond d'entaille. Par suite, la fissuration qui correspond à la perte de linéarité de la courbe des moments est affectée d'un effet d'échelle, tout comme dans le cas des essais de flexion sur prismes non entaillés.

Il est donc nécessaire de corriger cet effet afin d'obtenir une valeur réaliste de la contrainte de fissuration. L'approche retenue est similaire à

starting values the point defined as the cracking point (end of the elastic range), with a crack width of zero:

$$M_b^0 = M_{\text{ext}} = \frac{-bh^2 \cdot \sigma_f^0}{6}$$

with $M_f^0 = 0$; $N_b^0 = 0$; $N_f^0 = 0$

Since the description of the test results is discrete, the back-analysis method using a sort of derivative of the moment curve, oscillation of the stress/crack width relationship often occurs. It has been shown that it can be stabilized by correcting iteration i after calculating iteration $i+1$.

In practice, it is sufficient to reposition the stress of iteration i by determining a moving average of the following type:

$$s_i = (2 \cdot s_i + s_{i+1})/3$$

If the stress does not vary suddenly—which is the case in practice—this correction does not affect the response of the method and leads to much more realistic results. It should be observed that this stabilization operation must be carried out at the end of each iteration in order to be taken into account in the calculation of the following iterations.

8.4. Correction of scale effect

In some cases it was decided to adopt the centre-point flexural test with notched prisms. The purpose of the notch is simply to initiate the crack in a specific section, and has nothing to do with the assumptions of fracture mechanics considering a zero radius of curvature at the bottom of the notch. Accordingly, the cracking which corresponds to loss of linearity of the moment curve is affected by scale effect, as in the case of flexural tests on un-notched prisms.

It is therefore necessary to correct the scale effect to obtain a realistic value for the cracking stress. The approach adopted is

fissuration. L'approche retenue est similaire à celle exposée au paragraphe 7.1 :

$$R_t = R_{fl} * \frac{2.0 * \left(\frac{h}{h_0} \right)^{0.7}}{1 + 2.0 * \left(\frac{h}{h_0} \right)^{0.7}} \quad \text{avec } h_0 = 100 \text{ mm}$$

Pour appliquer une telle formule, il faut adopter pour h , la hauteur réduite de la section, c'est à dire la hauteur résiduelle après entaille, soit 0,9a. En soi, cette valeur a un caractère purement numérique et en aucun cas elle ne peut être considérée comme représentative de la vraie résistance en traction du matériau.

Par contre, l'effet de l'entaille disparaît rapidement lorsque la fissure se propage et nous avons pu vérifier que dans la cadre de la mise en œuvre de la méthode inverse, il est préférable de considérer le prisme comme non entaillé, c'est à dire ayant une hauteur non réduite. Sans qu'il soit possible de justifier rationnellement cette observation, nous pouvons simplement constater que dans tous les cas, une telle position tend à réduire les contraintes dans la fissure et donc nous place du côté de la sécurité.

cracking stress. The approach adopted is similar to that outlined in paragraph 7.1:

To apply a formula such as this, h must be taken as the reduced depth of the section, i.e. the residual thickness after notching, i.e. 0.9a. In itself this value is of a purely numerical nature and under no circumstances can be considered to be representative of the actual tensile strength of the concrete.

On the other hand, the effect of the notch quickly disappears as the crack propagates, and it has been demonstrated that when the back-analysis method is used, it is preferable to consider the prism as un-notched, i.e. not with the reduced depth. Although it is not possible to rationally substantiate this observation, it can simply be observed that in all cases this approach tends to reduce the stresses in the crack and therefore puts things on the safe side.

ANNEXE 3

Caractérisation d'un BFUP utilisé en plaque mince à partir d'essais de flexion

1. Principe

Afin d'obtenir une loi de comportement caractérisant le matériau, on réalise une série d'essais de flexion sur prismes minces puis on traite les résultats expérimentaux par une méthode inverse. Ce principe est également défini dans le cas des poutres et des plaques épaisses mais il convient de l'adapter aux particularités des pièces minces.

La faible épaisseur de ces structures influence leur réponse en flexion, notamment par l'effet de la distribution des fibres qui est particulièrement conditionnée par les parois du coffrage. L'objectif est donc de caractériser le matériau en réalisant des essais sur des corps d'épreuve dont l'épaisseur est égale à celle de la structure réelle.

Nota : si l'épaisseur réelle n'est pas connue au moment des essais, celle des corps d'épreuve ne devra pas être inférieure à $\max(3 \times L_f ; L / 50)$, L étant la portée de la future structure, compte-tenu du domaine de définition des plaques minces précisé plus haut.

Ce choix étant fait sur l'épaisseur, la taille des prismes ne paraît plus compatible avec la présence d'une entaille permettant la mesure de l'ouverture d'une fissure. Les essais se limitent donc à une flexion sur prismes non entaillés et à mesurer la flèche au centre en fonction de l'effort appliqué.

ANNEX 3

Characterization of UHPFRC used for thin slabs, using flexural tests

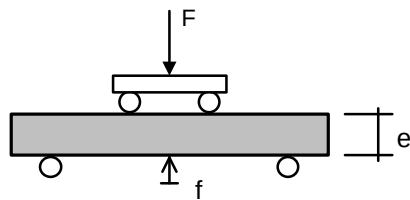
1. Principle

To obtain a constitutive law characterizing the material, it is proposed to carry out a series of flexural tests on thin prisms and to process the test results by back analysis. This principle is also applied to beams and thick slabs, but has to be adapted to the specific features of thin slabs.

The thinness of the elements affects their flexural response, particularly as a result of the distribution of fibres which is highly affected by the walls of the form. The objective is therefore to characterize the material by carrying out tests on specimens of the same thickness as the actual structure concerned.

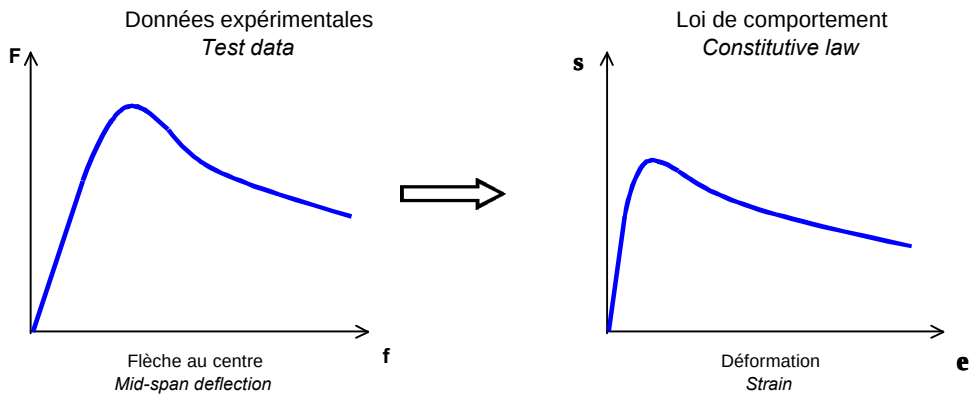
NB: If the actual thickness is not known at the time of testing, the thickness of the test specimen must not be less than $3 \times L_f$ or $L / 50$ (L being the span of the element), whichever is greater, taking account of the range of what constitutes thin slabs as defined above.

Given the thickness chosen, the size of prisms is not consistent with notching for measurement of crack width. Tests are therefore confined to bending un-notched prisms and measuring the mid-span deflection for the force applied.



Une méthode inverse spécifique aux plaques minces est alors proposée et permet d’obtenir la loi de comportement du matériau.

A special method of back analysis for thin slabs is proposed for obtaining the constitutive law of the material.

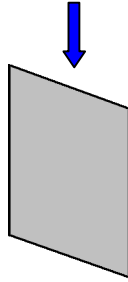


Cependant, aux effets de parois évoqués précédemment se conjuguent ceux liés au mode de bétonnage d’une plaque mince. Les essais à réaliser doivent en rendre compte, et notamment de l’éventuelle anisotropie de distribution des fibres au sein d’une plaque.

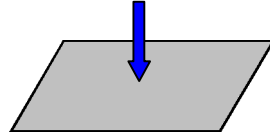
However, in addition to the sidewall effects there are also the effects of the way the concrete of a thin slab is placed. The tests to be carried out must take this into account too, particularly the anisotropy of fibre distribution within the slab.

On distingue idéalement deux modes de fabrication de plaques à l’échelle industrielle :

Two methods of making thin slabs at the industrial scale are ideally distinguished:



Coulage entre deux panneaux de coffrage parallèles et verticaux
Casting between two vertical parallel formwork panels



Coulage sur un moule horizontal
Casting in a horizontal mould

2. Protocole expérimental

2.1. Hypothèses

- La structure réelle est une plaque d'épaisseur e (si e n'est pas connue on considère la valeur : $\text{Max} [3 \times L_f ; L / 50]$).
- La longueur des fibres du BFUP vaut L_f .
- Le mode de bétonnage est déterminé.

2.2. Confection des corps d'épreuve

Détermination des dimensions utiles :

- Longueur prismes : $L_p = \min [20 \times e ; 60\text{cm}]$
- Largeur des prismes : $l_p = 8 \times L_f$
- Epaisseur des prismes : e
- Distance au bord : $d = \text{Max} [L_f ; 2\text{cm}]$
- Réalisation de 4 plaques carrées de côté égal à $\text{Max} [L_p + 2d ; 26L_f + 2d]$, d'épaisseur e , coulées selon le même mode de bétonnage que la structure (coffrages verticaux ou moule horizontal).
- Repérage des deux directions principales des plaques (axes X et Y) et leur correspondance avec le mode de bétonnage.
- Sciage de 3 prismes dans chaque plaque, selon les dimensions et l'implantation définies sur la figure ci-après.

2. Test procedure

2.1. Assumptions

- The actual structure is a slab of thickness e (if e is not known, take $3 \times L_f$ or $L/50$, whichever is greater).
- The length of UHPFRC fibres is L_f .
- The concreting method is known.

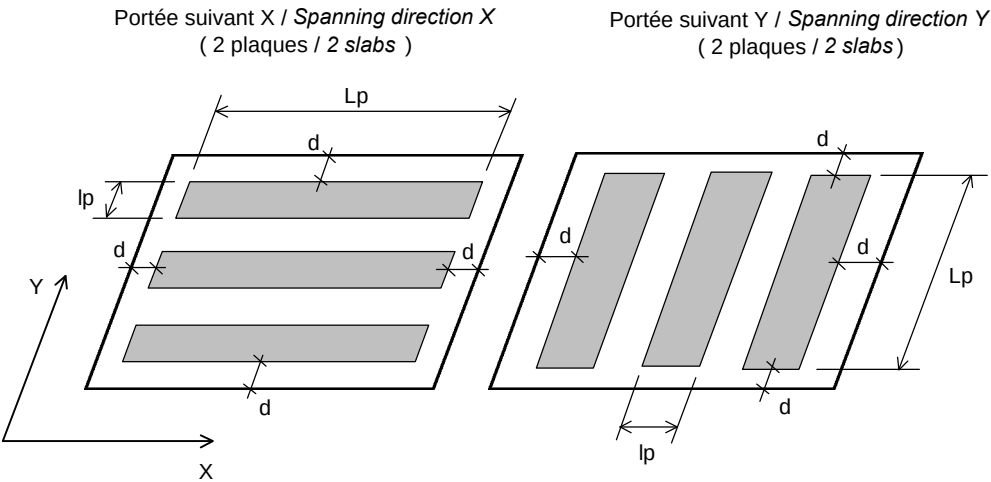
2.2. Manufacturing test specimens

Determination of relevant dimensions:

- Prism length: $L_p = \min [20 \times e ; 60\text{cm}]$
- Prism width : $l_p = 8 \times L_f$
- Prism depth: e
- Distance to edge: $d = \text{Max} [L_f ; 2\text{cm}]$
- Make four square slabs with a side length of $\text{Max} [L_p + 2d ; 26L_f + 2d]$, and of thickness e ; they should be cast in the same way as the actual structure (vertical forms or horizontal mould).
- Identify the two main directions of the slabs (X and Y axes) and their correspondence with the method of casting.
- Saw three prisms from each slab, to the dimensions and orientation shown in the figure below.

Deux séries de 6 prismes sont ainsi obtenues, l'une suivant l'axe X, l'autre suivant l'axe Y.

Two sets of 6 prisms are thus obtained, one along the X axis and one along the Y axis.

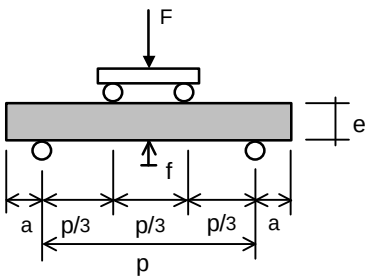


2.3. Réalisation des essais

Les prismes sont testés en flexion circulaire (4 points), tel que décrit ci-dessous :

2.3. Testing

Bend-test the prisms (third-point test) as described below:

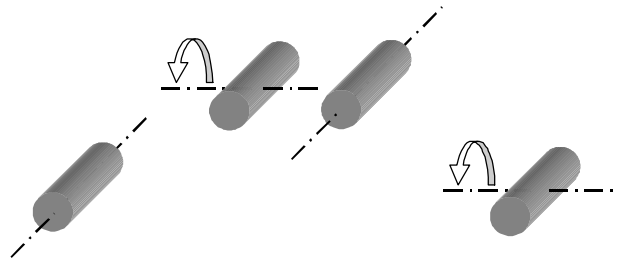
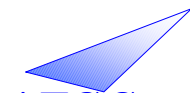


$a = \max [e/2 ; 3\text{cm}]$

$p = L_p - 2a$

Les appuis et pièces d'application de la charge sont des rouleaux dont deux sont articulés transversalement.

The bearings and points of load application are rollers, two of which are hinged transversally.



Un capteur de déplacement est placé à mi-travée et permet de mesurer la flèche (avec correction des tassements d'appuis) du prisme au cours de l'essai. Ce capteur doit permettre de piloter l'essai à une vitesse constante de 100 mm / min.

Un dispositif d'acquisition permet l'enregistrement de la flèche (f) et de l'effort appliqué (F).

2.4. Traitement des résultats

Pour chaque série (direction X et direction Y), les 6 courbes Moment fléchissant / flèche sont rassemblées sur un graphique.

$$M = \frac{F \cdot p}{6}$$

Sur chacun des 2 graphiques, les courbes moyenne et caractéristique (loi de Student avec fractile de 5% - Cf. AFREM [1.1]) sont tracées.

Détermination de M_{rmax}

Des courbes caractéristiques on déduit M_{rmax}/X et M_{rmax}/Y (moment résistant maximum dans la direction X (respectivement Y).

Place a displacement sensor at mid-span to measure the deflection (with correction due to settlement at bearings) of the prism during the test. The sensor must be suitable for controlling the test at a constant rate of 100 mm / min.

Use a logging system to record the deflection (f) and the force applied (F).

2.4. Processing results

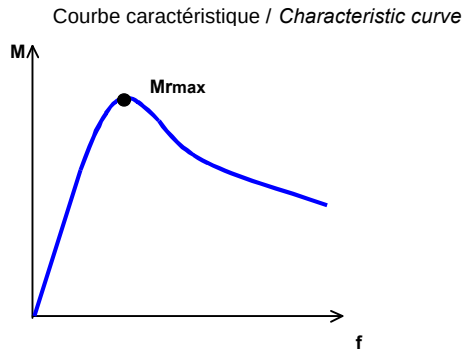
Plot the 6 bending moment/deflection curves for each set (direction X and direction Y) on a graph.

$$M = \frac{F \cdot p}{6}$$

Trace the mean and characteristic curves (Student's law with a 5% quantile – from AFREM [1.1]) on each of the two graphs.

Determination of M_{rmax}

From the characteristic curves deduce M_{rmax}/X and M_{rmax}/Y (maximum resistance moment in directions X and Y).



Détermination de f_{ij} et E

Sur les 6 courbes brutes de chaque série, on repère visuellement les inflexions ΔM puis on linéarise les enregistrements correspondant à l'intervalle $\Delta M/3$; $2\Delta M/3$, tel que défini sur le graphique suivant.

Chaque droite ainsi obtenue permet de calculer un module E à partir de la pente élastique. De ces 6 valeurs on détermine une valeur moyenne et si nécessaire une valeur caractéristique du module (loi de Student avec fractile de 5%).

En prolongeant ces droites au-delà de ΔM , on relève les 6 moments M^* correspondant à la perte de linéarité et on calcule :

$$\frac{6 \cdot M^*}{l_p \cdot e^2}$$

Des six valeurs obtenues on détermine la valeur caractéristique f_{ij} (loi de Student avec fractile de 5%).

Determination of f_{ij} and E

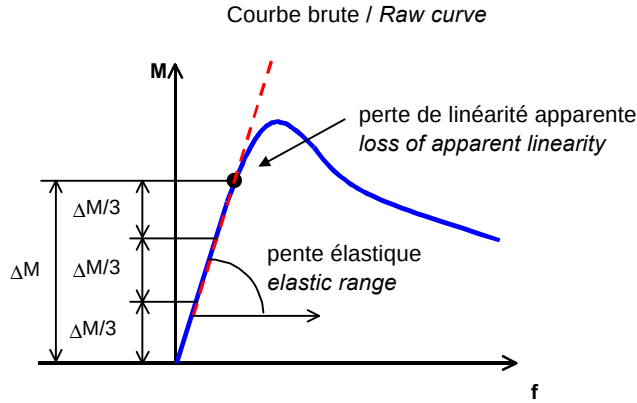
On the six raw curves of each set, locate visually the inflexions ΔM and linearize the recordings corresponding to the interval $\Delta M/3$; $2\Delta M/3$ as defined in the following graph.

Each straight line thus obtained serves to calculate the modulus of elasticity E from the elastic-range slope. From these 6 values can be determined the characteristic value of the modulus (Student's law with 5% quantile).

By extending the straight sections beyond ΔM the six moments M^* at which linearity is lost are found, and the following calculation can be carried out:

$$\frac{6 \cdot M^*}{l_p \cdot e^2}$$

These six values are used to determine the characteristic value f_{ij} (Student's law with 5% quantile).

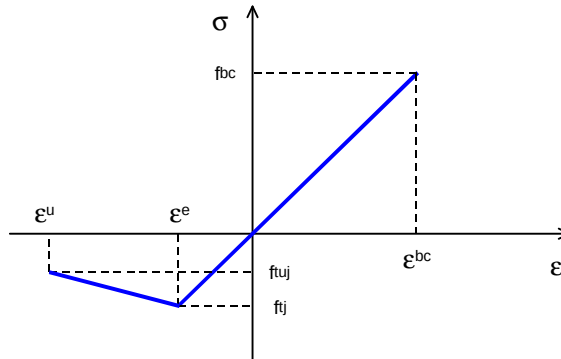


3. Méthode inverse

On fait l'hypothèse que la loi de comportement du BFUP peut être représentée par une courbe simplifiée du type :

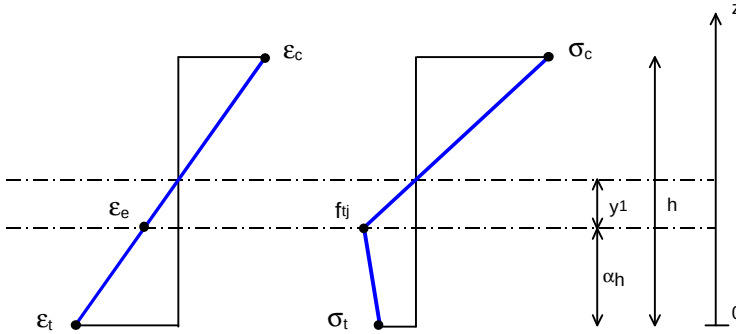
3. Back analysis method

It is assumed that the UHPFRC constitutive law can be represented by a simplified curve such as:



Les diagrammes des déformations et des contraintes dans une section fissurée fléchie, de hauteur h , sont :

The diagrams of deformation and stress in a bent cracked section of depth h are:



En notant χ la courbure de la partie non fissurée, il vient : $y_1 = \frac{-f_{tj}}{E \cdot \chi}$

With c being the curvature of the uncracked section we get: $y_1 = \frac{-f_{tj}}{E \cdot \chi}$

Les contraintes sur les hauteurs fissurée (σ_f) et non fissurée (σ_b) sont :

The stresses in the cracked depth (s_f) and uncracked depth (s_b) are:

$$\sigma_f(z) = f_{tj} + E \cdot \chi \cdot (z - \alpha h) \cdot \frac{f_{tj} - f_{tj}}{E \cdot \epsilon_u - f_{tj}}$$

$$\sigma_b(z) = f_{tj} + E \cdot \chi \cdot (z - \alpha h)$$

En explicitant l'équilibre des efforts normaux dans la section fissurée, à partir des expressions des contraintes, il vient :

Detailing the balance of normal forces in the cracked section, using the stress expressions, we get:

$$\alpha(\chi) = \frac{1}{1-K} \cdot \left[1 - \sqrt{\frac{2f_{tj} \cdot (K-1)}{E \cdot \chi \cdot h}} + K \right] \quad \text{avec} \quad K = \frac{f_{tj} - f_{tj}}{E \cdot \epsilon_u - f_{tj}}$$

En procédant de la même façon pour l'équilibre des moments, on obtient :

Doing the same for the balance of moments we get:

$$M_r(\chi) = \frac{f_{tj} \cdot b \cdot h^2}{2} + \frac{E \cdot \chi \cdot b}{6} \cdot \left[\alpha(\chi)^3 \cdot h^3 \cdot (1-K) - 3\alpha(\chi) \cdot h^3 + 2h^3 \right]$$

Ainsi, pour une valeur donnée de la courbure χ , le moment résistant de la section peut être calculé.

Thus, the resistance moment of the section can be calculated for any value on curvature c .

Application de la méthode inverse

Application of the back analysis method

Les données sont :

The data is:

- E module de déformation instantanée, d'où on déduit $\epsilon_{bc} = f_{bc} / E$ (f_{bc} étant obtenue par des essais de compression) et $\epsilon_e = f_{ij} / E$
- E : instantaneous modulus of deformation, used to get $\epsilon_{bc} = f_{bc} / E$ (f_{bc} being determined by compressive tests) and $\epsilon_e = f_{ij} / E$



- h hauteur du prisme
- b largeur du prisme
- f_{tj} résistance en traction de la matrice du BFUP ($f_{tj} < 0$)
- $\epsilon_u = -10\text{‰}$ ($\epsilon_u < 0$)
- M_{rmax} moment résistant obtenu par les essais de flexion
- h : prism height
- b : prism breadth
- f_{tj} : tensile strength of UHPFRC matrix ($f_{tj} < 0$)
- $e_u = -10\text{‰}$ ($e_u < 0$)
- M_{rmax} : resistance moment obtained from flexural testing.

L'objectif est de déterminer la valeur de f_{tuj} ($f_{tuj} < 0$), dernière inconnue de la loi de comportement. Pour ce faire, on procède à une itération sur f_{tuj} .

The objective is to determine the value of f_{tuj} ($f_{tuj} < 0$), the last unknown of the constitutive law. To do this, iterations are carried out on f_{tuj} .

Pour chaque valeur de f_{tuj} on trace la courbe $Mr(\chi)/\chi$ en faisant varier χ de χ_0 jusqu'à la valeur de χ qui engendre le moment maximum.

For each f_{tuj} value, plot the $Mr(c)/c$ curve by varying c from c_0 to the value of c corresponding to the maximum moment.

$$\chi_0 = \frac{-2f_{tj}}{E \cdot h}$$

$$Mr(\chi) = \frac{f_{tj} \cdot b \cdot h^2}{2} + \frac{E \cdot \chi \cdot b}{6} \cdot \left[\alpha(\chi)^3 \cdot h^3 \cdot (1 - K) - 3\alpha(\chi) \cdot h^3 + 2h^3 \right]$$

$$\text{avec } \alpha(\chi) = \frac{1}{1 - K} \cdot \left[1 - \sqrt{\frac{2f_{tj} \cdot (K - 1)}{E \cdot \chi \cdot h} + K} \right] \quad \text{et } K = \frac{f_{tuj} - f_{tj}}{E \cdot \epsilon_u - f_{tj}}$$

L'itération sur f_{tuj} est poursuivie jusqu'à obtenir un moment maximum égal à M_{rmax} des essais.

Iteration on f_{tuj} is carried out until a maximum moment equal to the M_{rmax} of the tests is obtained.

ANNEXE 4

Retrait - Fluage

Dans le cadre d'une thèse de doctorat, A. Loukili [1.23] a entrepris un travail de caractérisation et de compréhension des phénomènes différés dans les bétons à ultra haute performances. En complément, et dans le cadre du chantier Cattenom, d'autres essais ont été réalisés à la base technique des Sablons et au CEBTP [1.22] [1.23] [1.24] [1.25].

Il est important de distinguer le BPR avec et sans traitement thermique. En effet, les BPR sans traitement thermique exhibent un comportement similaire aux BHP, alors que le BPR traité thermiquement, ne présente quasiment pas de retrait et un faible fluage.

1. Synthèse des résultats de Loukili

Retrait libre

Les conclusions du travail de thèse [1.23] sont les suivantes :

- après traitement thermique, le retrait propre est nul ;
- le retrait propre augmente avec E/L dans le domaine des très faibles E/L :
 $E/L = 0,09 \quad \epsilon_r = 250 \mu\text{m/m}$
 $E/L = 0,15 \quad \epsilon_r = 350 \mu\text{m/m}$
- le retrait total est de $550 \mu\text{m/m}$ pour $E/L = 0,17 - 0,20$

L'expression proposée pour la cinétique de retrait propre est :

$$\epsilon_{re}(t) = A \exp \left[\frac{B}{\sqrt{t} + C} \right]$$

avec : $A = 525$

$B = -2,5$

et $C = -0,5$ [$\epsilon_{re}(\infty) = 525 \mu\text{m/m}$]

ANNEX 4

Shrinkage - Creep

As part of the work for a Ph.D. thesis, A. Loukili [1.23] set out to characterize and understand delayed. Additionally, in connection with the Cattenom nuclear power plant project, other tests were carried out at the Les Sablons technical centre and at the Centre Expérimental de recherches et d'études du Bâtiment et des Travaux Publics (CEBTP) [1.22] [1.23] [1.24] [1.25].

It is important to distinguish between BPR with and without heat treatment. Without heat treatment, BPR behaves in a manner similar to HPC, whereas when it has been heat treated it has practically no shrinkage and little creep.

1. Summary of Loukili's results

Free shrinkage

The conclusions of the thesis research [1.23] are as follows :

- *After heat treatment there is no autogenous shrinkage*
- *Autogenous shrinkage increases with w/c (water/cementitious materials):*
 $w/c = 0,09 \quad \epsilon_r = 250 \mu\text{m/m}$
 $w/c = 0,15 \quad \epsilon_r = 350 \mu\text{m/m}$
- *Total shrinkage is $550 \mu\text{m/m}$ for $w/c = 0,17 - 0,20$*

The expression proposed for autogenous shrinkage is:

$$\epsilon_{re}(t) = A \exp \left[\frac{B}{\sqrt{t} + C} \right]$$

with $A = 525$,

$B = -2,5$,

and $C = -0,5$ [$\epsilon_{re}(\infty) = 525 \mu\text{m/m}$]

Fluage

Les conclusions de ce travail sont :

- après traitement thermique, le fluage est fortement réduit. La modélisation est présentée dans le chapitre 3 de cette annexe ;
- pour le BPR sans traitement thermique, la cinétique $f(t - t_0)$ dépend de t_0 alors que pour les BHP, f ne dépend que de $(t - t_0)$;
- le BPR ($E/L = 0,17$) sans traitement thermique présente le comportement différé suivant :

Date de chargement (jours) <i>Date of loading (days)</i>	Fluage spécifique J à l'infini / <i>Specific creep at infinity J</i> ($\mu\text{m}/\text{m}/\text{MPa}$)	K_{fl}
1	46.9	2.27
4	37.2	1.80
7	32.5	1.57
28	22.2	1.08

Nota :

J est le taux d'accroissement de la déformation de fluage pour une contrainte appliquée de 1 MPa, appelé fluage spécifique : $J(t, t_0) = \epsilon_f(t) / \sigma_0$

$$k_{fl} = (\epsilon_{totale} - \epsilon_{instantanée}) / \epsilon_{instantanée} = E_{28} * J_{\infty}$$

Les courbes de fluage ont été modélisées.
 La figure 1 présente une comparaison entre courbes expérimentales et courbes numériques.

La cinétique du fluage propre spécifique a pour expression :

$$\epsilon_s = k(t_0)*f(t-t_0) + h(t_0)$$

avec :

Creep

The conclusions of this research are:

- After heat treatment, creep is much reduced. The model is presented in Chapter 3 of this Annex.
- For BPR without heat treatment, the evolution of $f(t - t_0)$ depends on t_0 where as for HPC, f depends only on $(t - t_0)$.
- BPR ($w/c = 0.17$) without heat treatment has the following delayed behaviour:

NB:

J is the rate of increase in creep deformation for an applied stress of 1 MPa, called the specific creep: $J(t, t_0) = e_f(t) / s_0$

$$k_{fl} = (e_{totale} - e_{instantanée}) / e_{instantanée} = E_{28} * J_{\infty}$$

The creep curves have been modelled.
 Figure 1 compares experimental and numerical curves.

The expression for specific basic creep is:

$$e_s = k(t_0)*f(t-t_0) + h(t_0)$$

with:

$$k(t_0) = 19 * \exp \sqrt{\frac{0.1}{t_0 - 2,65}}$$

$$f(t - t_0) = \frac{\sqrt{\frac{t - t_0}{3t_0 - 5}}}{\sqrt{\frac{t - t_0}{3t_0 - 5}} + 1}$$

$$h(t_0) = 18 * \exp \sqrt{\frac{0.2}{t_0 + 1.2}}$$

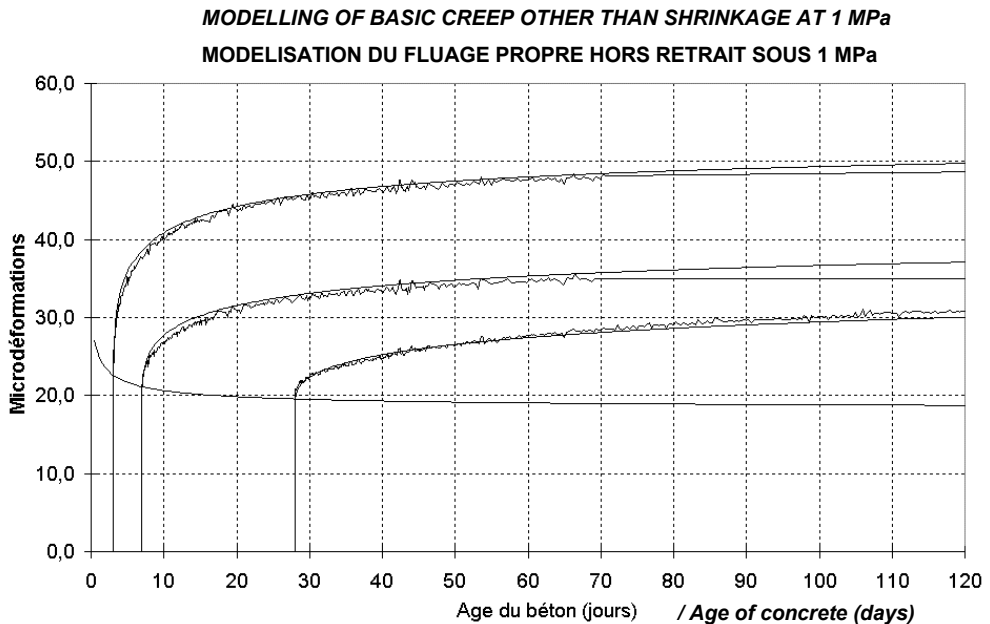


Figure 1 : Comparaison essai – modélisation numérique
 Figure 1 : Comparison of testing and numerical modelling

2. Comportement à long terme sous contrainte soutenue

En utilisant le bâti de fluage mis au point par Loukili, on a procédé à la base technique des Sablons à un essai de fluage sous une charge élevée (supérieure à $0.85 f_{c28}$).

La figure 2 présente le bâti d'essai de fluage. Il est composé d'un vérin hydraulique de 35 t connecté à un réservoir d'huile. Les éprouvettes sont des cylindres de 9 cm de diamètre et 60 cm de longueur. L'instrumentation est constituée par 3 capteurs de déplacement disposés sur 3 génératrices à 120° C.

On a mis en charge une éprouvette sous une contrainte initiale de 168 MPa.

Cette valeur a diminué dans le temps pour atteindre 157 MPa après 90 jours.

2. Long-term behaviour under sustained strain

The Sablons technical centre has used the creep test apparatus developed by Loukili to carry out a creep test under high load (more than $0.85 f_{c28}$).

Figure 2 shows the creep test apparatus. It consists of a 35 tonne hydraulic cylinder connected to an oil reservoir. The test specimens are 60 cm long 9 cm diameter cylinders. The instrumentation consists of three displacement sensors located around the cylinder at 120° intervals.

A test specimen was loaded to an initial stress of 168 MPa.

This was gradually reduced to 157 MPa over a period of 90 days.

Le taux de chargement varie donc entre 0,93 et 0,87 fois la résistance caractéristique à la compression ($f_{c28} = 180 \text{ MPa}$).

La figure 3 présente les enregistrements des 3 capteurs de déplacement ainsi que l'évolution de la contrainte dans le temps.

The loading ratio therefore varied from 0.93 to 0.87 of the characteristic compressive stress ($f_{c28} = 180 \text{ MPa}$).

Figure 3 presents the recordings of the 3 displacement sensors and the evolution of stress over time.

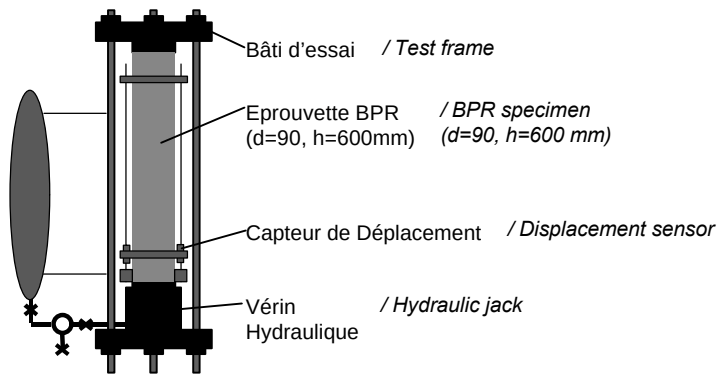


Figure 2 : Bâti d'essai de fluage
Figure 2 : Creep test rig

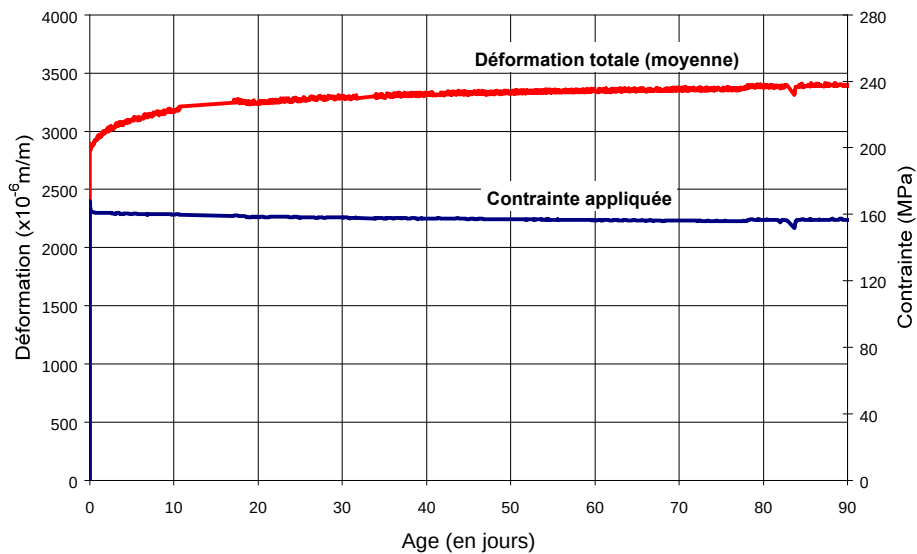


Figure 3 : Evolution de la déformation dans le temps
Figure 3 : Evolution of strain over time

La figure 4 présente une comparaison essai-calcul dans laquelle la déformation totale est modélisée par la fonction :

$$\varepsilon(t) = \frac{\sigma}{E_i} [1 + K_{\text{fl}} f(t - t_0)]$$

ε déformation totale
 σ contrainte (168 MPa)
 E_i module d'Young (58 000 MPa)
 K_{fl} coefficient de fluage (0,30)
 t temps
 $f(t-t_0)$ fonction d'évolution

Nous prenons pour la fonction f l'expression générale donnée par Acker et al et identifiée par A. Loukili :

$$f(t - t_0) = \frac{(t - t_0)^{\alpha}}{(t - t_0)^{\alpha} + \beta}$$

où $\alpha = 0,6$ et $\beta = 10$ (pour du BPR traité thermiquement, voir Loukili, p127)

Figure 4 compares testing and calculation in which the total strain is modelled by the function:

$$\varepsilon(t) = \frac{\sigma}{E_i} [1 + K_{\text{fl}} f(t - t_0)]$$

ε Total strain
 σ Stress (168 MPa)
 E_i Modulus of elasticity (58,000 MPa)
 K_{fl} Creep coefficient (0.30)
 t Time
 $f(t-t_0)$ Evolution function

Function f is taken as the general expression given by Acker et al and validated by A. Loukili:

$$f(t - t_0) = \frac{(t - t_0)^{\alpha}}{(t - t_0)^{\alpha} + \beta}$$

where $a = 0.6$ and $b = 10$ (for heat-treated BPR, cf. Loukili, p127).

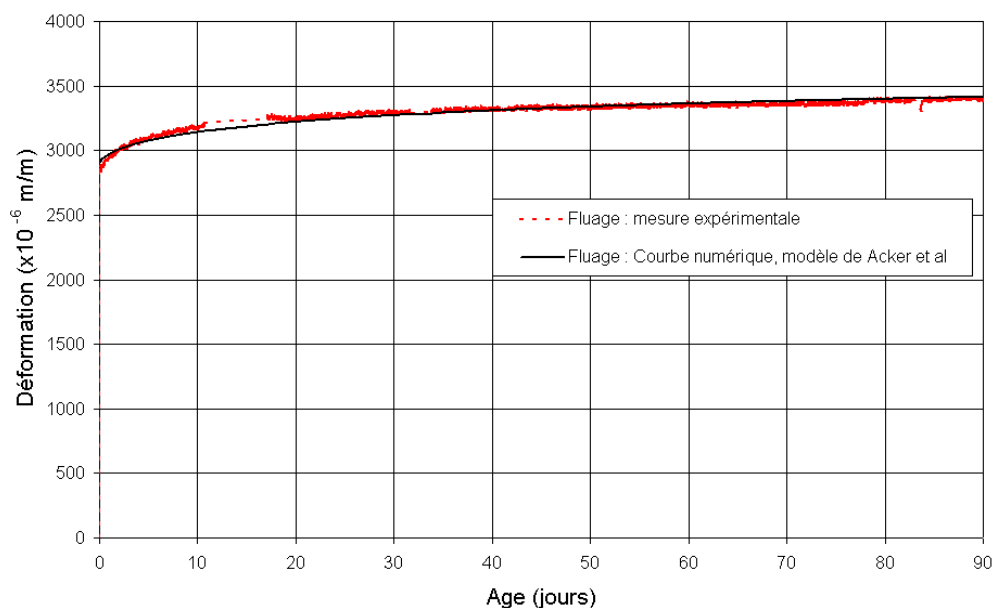


Figure 4 : Comparaison courbe expérimentale – courbe numérique
 Figure 4 : Comparison of test curve and numerical curve

On constate que la modélisation numérique de cet essai à partir de fonctions identifiées par A.Loukili permet de rendre compte correctement du comportement expérimental.

Par ailleurs, cet essai a permis de vérifier la tenue dans le temps du matériau sous de fortes charges et s'assurer du caractère sécuritaire de la prise ne compte de l'effet de charge soutenue par l'extrapolation du coefficient 0,85 du BAEL.

3. Chantier Cattenom

Dans le cadre du chantier Cattenom trois essais de fluage ont été réalisés. Deux essais ont été réalisés sur des éprouvettes confectionnées avec du BPR sans traitement thermique ; une des éprouvettes était protégée, l'autre non. La contrainte appliquée était de 16 MPa.

La troisième éprouvette, fabriquée avec du BPR traité thermiquement, a été testée sous une charge de 36 MPa. Cette éprouvette a été protégée lors de l'essai contre les échanges hydriques avec l'extérieur.

La figure 5 présente la déformation totale mesurée ainsi que la courbe numérique en utilisant la fonction f donnée en 1. et les valeurs numériques suivantes :

σ = 36 MPa
 E_i = 56000 MPa
 K_{fl} = 0,25

It can be seen that numerical modelling of this test using the functions identified by A. Loukili faithfully reproduces the behaviour observed by physical testing.

In addition, this test proved the material's durability under high loading and gave reassurance regarding the 0.85 reduction factor of the BAEL rules.

3. Cattenom project

Three creep tests were carried out in connection with the Cattenom project. Two tests were carried out on specimens made with BPR reactive power concrete without heat treatment. One of these was protected from water exchange with the external environment, one not. The stress applied was 16 MPa.

The third specimen, made with heat-treated BPR, was tested under a load of 36 MPa. It was protected as above.

Figure 5 presents the total measured strain and the numerical curve using the f function given in [1]:

s = 36 MPa
 E_i = 56,000 MPa
 K_{fl} = 0.25

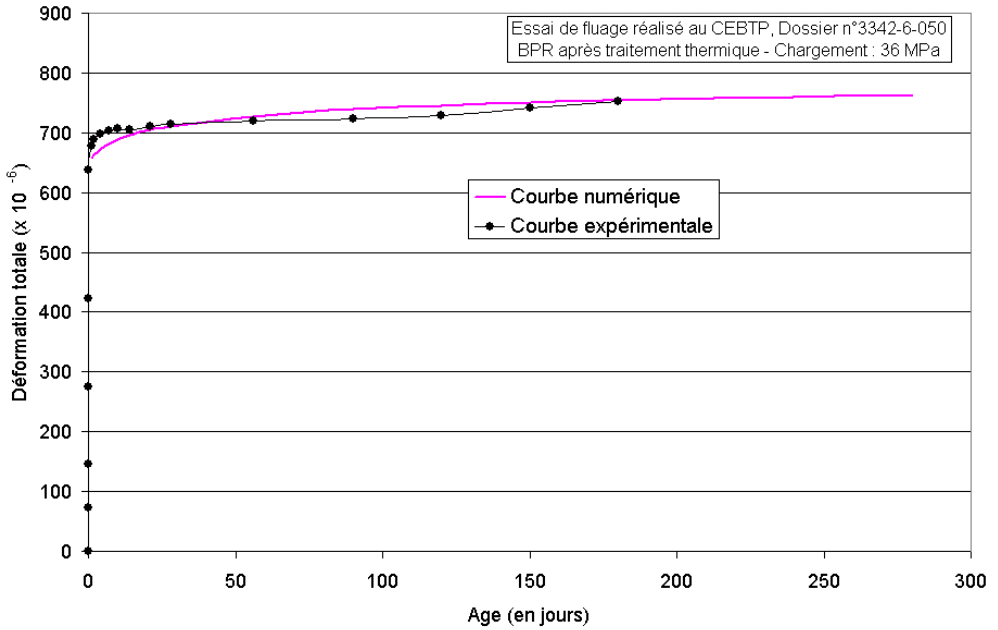


Figure 5 : Essai CEBTP : Comparaison courbe expérimentale – courbe numérique
Figure 5 : CEBTP test : Comparison of test curve and numerical curve

4. Conclusions

Retrait

Après traitement thermique, le retrait est nul.
Le retrait propre du BPR sans traitement thermique a pour expression :

$$\varepsilon_{re}(t) = 525 \exp \left[\frac{-2,5}{\sqrt{t - 0,5}} \right]$$

Fluage

Après traitement thermique l'expression de la déformation totale est :

$$\varepsilon(t) = \frac{\sigma}{E_i} \left[1 + K_{fl} f(t - t_0) \right]$$

avec $K_{fl} = 0,30$ et

$$f(t - t_0) = \frac{(t - t_0)^{0,6}}{(t - t_0)^{0,6} + 10}$$

4. Conclusion

Shrinkage

*There is no shrinkage after heat treatment.
The autogenous shrinkage (ε_{re}) of BPR without heat treatment is expressed as follows:*

$$\varepsilon_{re}(t) = 525 \exp \left[\frac{-2,5}{\sqrt{t - 0,5}} \right]$$

Creep

Total strain after heat treatment is expressed as follows:

$$\varepsilon(t) = \frac{\sigma}{E_i} \left[1 + K_{fl} f(t - t_0) \right]$$

with $K_{fl} = 0.30$ and

$$f(t - t_0) = \frac{(t - t_0)^{0,6}}{(t - t_0)^{0,6} + 10}$$

Les courbes de fluage propre spécifique du BPR sans traitement thermique sont données sur la figure 6.

The specific basic creep curves for BPR without heat treatment are given in Figure 6.

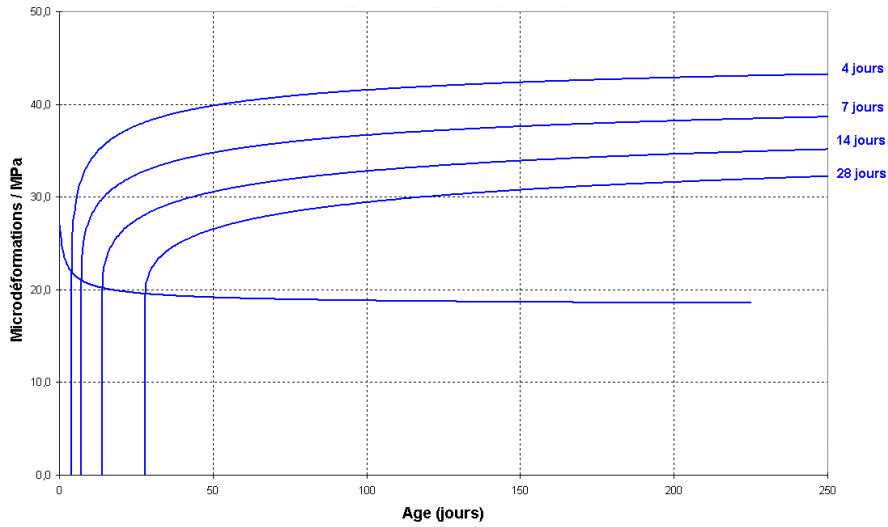


Figure 6 : Fluage propre spécifique du BPR 200 sans traitement thermique
Figure 6 : Specific basic creep of BPR 200 without heat treatment

Le fluage propre spécifique a pour expression :

The expression for specific basic creep is as follows:

$$\epsilon_s = k(t_0) * f(t-t_0) + h(t_0)$$

$$e_s = k(t_0) * f(t-t_0) + h(t_0)$$

avec :

with:

$$k(t_0) = 19 * \exp \sqrt{\frac{0.1}{t_0 - 2.65}}$$

$$f(t - t_0) = \frac{\sqrt{\frac{t - t_0}{3t_0 - 5}}}{\sqrt{\frac{t - t_0}{3t_0 - 5}} + 1}$$

$$h(t_0) = 18 * \exp \sqrt{\frac{0.2}{t_0 + 1.2}}$$

ANNEXE 5

ANNEX 5

Résistance aux chocs des BFUP

UHPFRC impact strength

Quelques données sur le comportement au choc des BFUP (caractérisation en traction à différentes vitesses) en vue d'une application à des conteneurs (d'après [1.37])

Data on the impact performance of UHPFRC (characterization of tensile strength at different pace rates) with a view to application for special containers (from [1.37])

Courbes issues de caractérisation en traction directe de BPR, à vitesse lente et rapide :

Curves from axial tensile strength test characterization of UHPFRC at fast and slow pace rates:

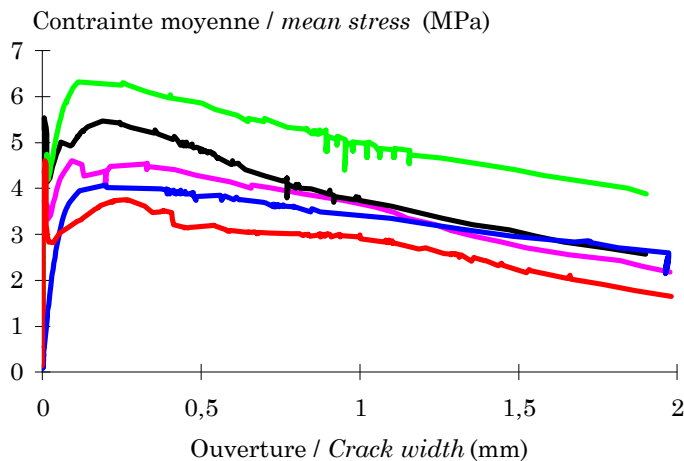


Figure 1. a) Essais sur éprouvettes entaillées. Vitesse d'ouverture $0.15 \mu\text{m/s}$. Echantillons de la direction A. Faible efficacité des fibres. D'après Réf. [1.37].

Figure 1.a): Tests on notched specimens. Crack-opening speed of $0.15 \mu\text{m/s}$. Specimens from direction A. Little fibre efficiency. From Ref. [1.37].

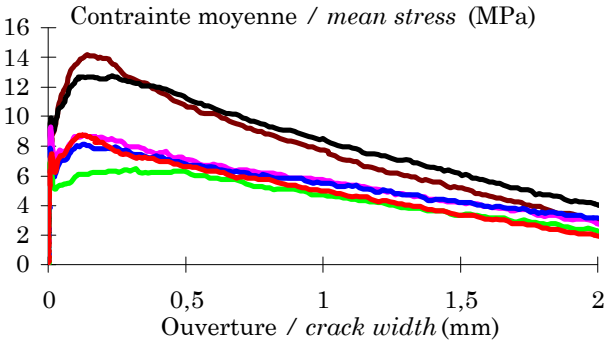


Figure 1. b) Essais sur éprouvettes entaillées. Vitesse d'ouverture moyenne 3,2 m/s. Epruvettes de la direction A. Faible efficacité des fibres. D'après Réf. [1.37].

Figure 1. b) Tests on notched specimens. Mean crack-opening speed of 3.2 m/s. Specimens from direction A. Little fibre efficiency. From Ref. [1.37].

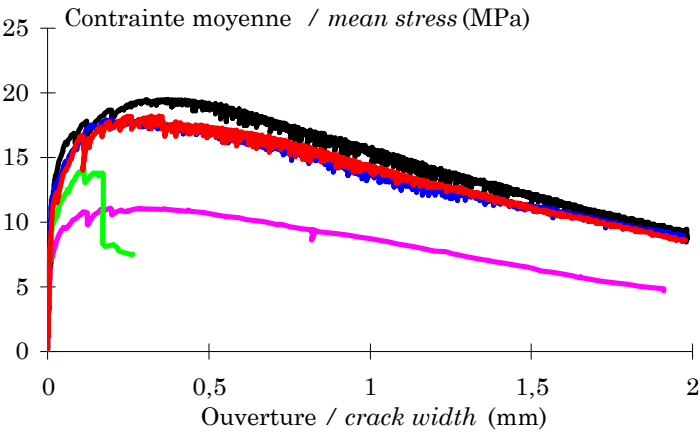


Figure 2. a) Essais sur éprouvettes entaillées. Vitesse d'ouverture 0,15 μm/s. Epruvettes de la direction C. Forte efficacité des fibres. D'après Réf. [1.37].

Figure 2. a) Tests on notched specimens. Crack-opening speed of 0.15 μm/s. Specimens from direction C. High fibre efficiency. From Ref. [1.37].

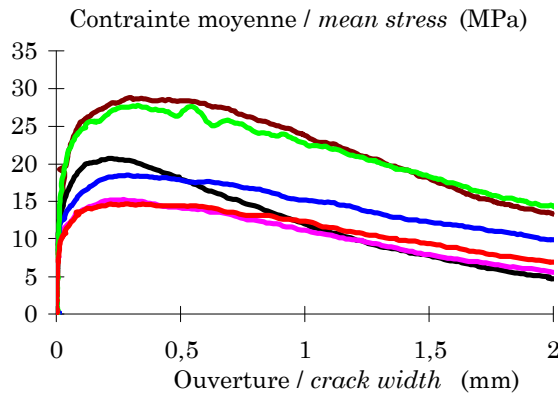


Figure 2. b) Essais sur éprouvettes entaillées. Vitesse d'ouverture moyenne 2,8 m/s.
Éprouvettes de la direction C. Forte efficacité des fibres. D'après Réf. [1.37].

Figure 2. b) Tests on notched specimens. Mean crack-opening speed of 2.8 m/s. Specimens from direction C. High fibre efficiency. From Ref. [1.37].

Grandeur / Quantity	Direction	Valeur quasi-statique (interpolation pour 0,05 MPa / s) et écart-type Quasi-static value (interpolation for 0.05 MPa/s) and standard deviation	Tendance d'évolution avec la vitesse Trend for change with speed
Module d'Young Modulus of elasticity	A	50.9 GPa (2 GPa)	+0.32 GPa / u.log.
	C	53.9 GPa (2.5 GPa)	+0.38 GPa / u.log.
	A + B + C	52.2 GPa	+0.31 GPa / u.log.
Contrainte maxi (éprouvettes non entaillées) Max. stress (un-notched specimens)	A	5.96 MPa (2 MPa)	+0.82 MPa / u. log.
	C	11.17 MPa (3 MPa)	+0.77 MPa / u. log.
	A + B + C	8.52 MPa	+0.65 MPa / u. log.
Contrainte maxi (éprouvettes entaillées) Max. stress (notched specimens)	A	4.29 MPa (2 MPa)	+0.70 MPa / u. log.
	C	16.35 MPa (5 MPa)	+0.73 MPa / u. log.
	A + B + C	9.65 MPa	+0.40 MPa / u. log.
Contrainte seuil équivalente (ouverture 1 mm) Equivalent stress (for 1 mm wide crack)	A	3.75 MPa (1.6 MPa)	+0.53 MPa / u. log.
	C	13.99 MPa (3.8 MPa)	+0.62 MPa / u. log.
	A + B + C	8.06 MPa	+0.45 MPa / u. log.

Tableau 1. Caractérisation en traction du BPR et effets de vitesse. Résultats (moyennes).
A, B et C sont les trois directions perpendiculaires des prélèvements dans une pièce en L jugée représentative pour le projet (figure 3). D'après Réf [1.37].

Table 1. Characterization of BPR tensile performance and speed effects. Results (mean values).
A, B, and C are the three orthogonal directions of specimens taken from an L-shaped unit deemed to be representative of the project (Figure 3). From Ref [1.37].

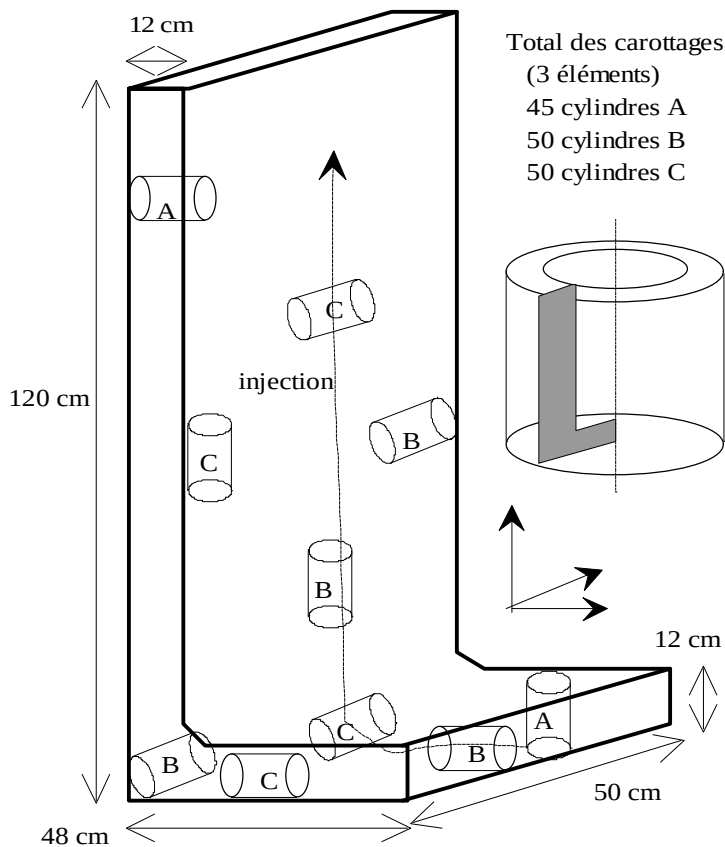


Figure 3 : Schéma de prélèvement des éprouvettes caractérisées en traction directe à différentes vitesses pour déterminer les paramètres décrivant le comportement au choc du matériau BFUP, dans une structure prototype de conteneur. D'après Réf. [1.37].

Figure 3 : Diagram showing sampling of specimens characterized by direct tensile strength testing at different pace rates to determine the parameters defining the impact performance of UHPFRC for a prototype container structure. From Ref. [1.37].

Core samples taken from 3 elements – 45 type A, 50 type B, 50 type C

ANNEXE 6

Essais exigés dans le cadre des épreuves d'étude de la centrale de Cattenom

Ces tableaux sont issus de la pratique des bétons HP et nécessitent une simplification eu égard au nombre de constituants des BFUP. Pour le chantier de CATTENOM cette méthode a été utilisée afin de disposer d'éléments de comparaison avec les autres BHP.

Une autre approche consiste à faire les essais dont les paramètres sont les plus défavorables ou une combinaison de certains d'entre eux.

Cette approche a été utilisée pour les pré-mélangés à sec (tableau 2).

ANNEX 6

Tests required as design testing for the Cattenom nuclear power plant project

The following tables are taken from practice with HP concrete and need to be simplified to take account of the number of ingredients in UHPFRC. For the Cattenom project, this method was used to provide data that compared with other HPCs.

Another approach involves carrying out the tests whose parameters are the most critical, or a combination of some of those parameters.

This approach was used for the dry premixed concrete mixes (Table 2).

ESSAIS	NORME	Base	Ciment - 25kg	Ciment + 25kg	Sable - 4%	Sable + 4%	A - 4%	A (6) + 4%	Fumées de silice - 10kg	Fumées de silice + 10kg	Dosage en eau - 4%	Dosage en eau + 4%	Fluid - 4%	Fluid + 4 %	Fibres - 10 kg	Fibres + 10 kg
Plasticité	(1)	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X
D.P.U	NP P 18431	X		X							X	X				X
Rc avant et après T.T	NP P 18405	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X
Traction avant et après T.T	(2)	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X
Traction directe avant et après T.T	(3)	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X
Module d'Young avant et après 28 j		X														
Densité - Porosité à 105°C		X										X				
Absorption capillaire	NP P 18353	X										X				
Perméabilité à l'air		X									X	X		X		
Coefficient de dilatation thermique		X														
Carbonatation accélérée(28 et 90j)		X								X	X	X				
Essai Gel Dégel		X														
Retrait - séchage	NP P 15433	X									X	X				
Fluage propre et de dessiccation	(5)	X														
Mesure directe de la chaux libre et pH à cœur		X								X						

Tableau 1 : BFUP avec fumées de silice non incorporées au ciment.
Epreuve d'étude des BFUP fabriqués avec constituants séparés en centrale à béton

TESTS	Standard	Nominal	Cement - 25kg	Cement + 25kg	Sand - 4%	Sand + 4%	Addi- tions (6) - 4%	Addi- tions (6) + 4%	Silica fume - 10kg	Silica fume + 10kg	Water content - 4%	Water content + 4%	Super- plast. - 4%	Super- plast. + 4 %	Fibres - 10 kg	Fibres + 10 kg
Plasticity	(1)	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X
Practical working life	NF P 18451	X		X							X	X				X
Re before and after H.T.	NF P 18406	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X
Flex. tensile strength before and after H.T.	(2)	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X
direct tensile strength before and after H.T.	(3)	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X
Modulus of elasticity before and after 28 days		X														
Density - Voids ratio at 105°C		X										X				
Capillary absorption	NF P 18353	X										X				
Air permeability		X									X	X		X		
Thermal expansion coefficient		X														
accelerated carbonatation (28 & 90 days)		X								X	X	X				
Freeze / thaw test		X														
Shrinkage - drying	NF P 15433	X									X	X				
Basic creep & drying creep (5)		X														
Direct measurement of free time and internal pH		X								X						

Table 1 : UHPFRC with silica fume not incorporated in the cement.
Design study of UHPFRC made with separate ingredients in a batching plant

ESSAIS	NORME	Base	Nombre d'éprouvettes par gâchées	Dosage en eau + 10 litre	Nominale – 2% liquide + 2% solide	Nominale + 2% liquide - 2% solide	Nombre d'éprouvettes par gâchées
			Pour 3 gâchées				Pour 2 gâchées
Plasticité	(1)	X	1	X	X	X	1
D.P.U	NF P 18451	X	1	X	X	X	1
Re avant et après traitement thermique	NF P 18406	X	3	X	X	X	3
Traction avant et après traitement thermique	(2)	X	3	X	X	X	3
Traction directe avant et après traitement thermique	(3)	X	3	X	X	X	3
Module d'Young avant et après 28j		X	3				3
Densité – Porosité à 105°C		X	1	X			1
Absorption capillaire	NF P 18353	X	1				1
Perméabilité à l'air		X	1	X		X	1
Coefficient de dilatation thermique		X	2				2
Carbonatation accélérée(28 et 90j)		X	2	X		X	2
Essai Gel Dégel		X	2				2
Retrait - séchage	NF P 15433	X	1	X			1
Fluage propre et de dessiccation	(5)	X	2				2
Mesure directe de la chaux libre et pH à cœur		X	1				1

Tableau 2 : BFUP avec fumées de silice non incorporées au ciment
Epreuve d'étude des BFUP fabriqués en pré-mélange à sec

TEST	STRANDARD	Nominal	Number of specimens per batch	Water content + 10 litre	Nominal MD – 2% liquids + 2% solids	Nominal MD + 2% liquids - 2% solids	Number of specimens per batch
			For 3 batches				For 2 batches
Plasticity	(1)	X	1	X	X	X	1
Practical working life	NF P 18451	X	1	X	X	X	1
Rc before and after heat treatment	NF P 18406	X	3	X	X	X	3
Tensile strength before and after H.T.	(2)	X	3	X	X	X	3
Direct tensile strength before and after H.T.	(3)	X	3	X	X	X	3
Modulus of elast. before and after 28 days		X	3				3
Density – Voids ratio at 105°C		X	1	X			1
Capillary absorption	NF P 18353	X	1				1
Air permeability		X	1	X		X	1
Thermal expansion coefficient		X	2				2
Accelerated carbonation (28 & 90 days)		X	2	X		X	2
Freeze / thaw test		X	2				2
Shrinkage – drying	NF P 15433	X	1	X			1
Basic creep and drying creep	(5)	X	2				2
Direct measurement of free lime and internal pH		X	1				1

*Table 2 : UHPFRC with silica fume not incorporated in cement
Design test for UHPFRC made from pre-mixed dry ingredients*

ESSAIS <i>TESTS</i>	NORME <i>STANDARD</i>	Base <i>Nominal</i>
Plasticité / <i>Plasticity</i>	(1)	X
D.P.U / <i>Practical working life</i>	NF P 18451	X
Rc avant et après traitement thermique <i>Rc before and after heat treatment</i>	NF P 18406	
Traction avant et après traitement thermique <i>Tensile strength before and after heat treatment</i>	(2)	X
Traction directe avant et après traitement thermique <i>Direct tensile strength before and after heat treatment</i>	(3)	X
Module d'Young avant et après 28 j <i>Modulus of elasticity before and after 28 days</i>		X
Densité – Porosité à 105°C <i>Density – Voids ratio at 105°C</i>		X
Essai Gel Dégel <i>Freeze / thaw test</i>		X

Tableau 3 : BFUP avec fumées de silice non incorporées au ciment
Epreuve de convenance
*Table 3 : UHPFRC with silica fume not incorporated in cement
Suitability test*

- (1) Essai selon ASTM C 230 – DIN XPP 18-585 – EN 459-2 – ISO 2768-1
Tests as per ASTM C 230 - DIN XPP 18-585 - EN 459-2 - ISO 2768-1
- (2) Essais sur la formule de base par flexion selon la norme NFP EN 196-I sur barreau de 4x4x16 et selon la norme NFP 18-409 sur 7x7x28 ; essais par flexion pour les formules dérivées selon la norme ciment
Tests on the nominal mix design by bending as per Standard NF P EN 196-I with 4x4x16 bar and as per standard NF P 18-409 with 7x7x28 bar; flexural tests for derivative mix designs as per cement standard
- (3) Essai de traction directe
Direct tensile test
- (5) Selon mode opératoire
As per procedure
- (6) Additions hors fumées de silice
Additions other than silica fume

ANNEXE 7

Caractéristiques indicatives de quelques BFUP

ANNEX 7

Characteristics of some UHPFRC mixes

CARACTERISTIQUES	Ductal®	BSI	1463F (EDF)	ESSAIS
Résistance caractéristique à la compression à 28 j	200 MPa (après TT)	180 MPa	147 MPa	$\Phi \geq 5 \text{ Lf}$ ou $\Phi \geq 6 \text{ Dmax}$
Résistance caractéristique à la traction directe à 28 j (pic)	9 MPa (avec entaille)	9,1 MPa (sans entaille)	en cours	$\Phi = 70 \text{ mm}$
Traction par flexion sur prisme	42 MPa	45 MPa	20 MPa	Prisme 4 X 4 X 16
σ_{bt} (w = 0,3 mm) moyenne	12 MPa	7,9 MPa	en cours	Mode opératoire AFREM = Courbe
Module d'élasticité E	58 GPa	65 GPa	57 GPa	Essai sur prisme
Module dynamique Ed (0.5 mm, 1 à 10 Hz)	60 GPa	60,1 GPa	56,5 GPa	
Module de cisaillement G	24 GPa	25 GPa	24 GPa	
Coefficient de Poisson	0,2	0,2	0,183	Mode opératoire Norme NF
Coefficient de dilatation thermique	11,8 $\mu\text{m} / \text{m}^\circ\text{C}$	10,4 $\mu\text{m} / \text{m}^\circ\text{C}$		
Retrait total	550 $\mu\text{m} / \text{m}$	570 $\mu\text{m} / \text{m}$		NF-P 15 - 433
Fluage propre et de dessiccation	$K_{fl}=0,3$ après TT $K_{fl}=1,0$ sans TT	$K_{fl}=0,8$ sans TT		Mode opératoire LCPC/RILEM
Porosité	1,9 %			
Absorption	0,06 g / cm ²	0,22 g / cm ²		
Perméabilité à l'air	< 10 ⁻²⁰ m ²			
Essai de Gel – Dégel	0 %	2,8 %		
Flow Test	550 mm	640 mm		

CARACTERISTIQUES	Ductal®	BSI	1463F (EDF)	TESTS
28-day characteristic compressive strength	200 MPa (after H.T.)	180 MPa	147 MPa	$F^3_5 Lf$ ou $F^3_6 Dmax$
28-day characteristic direct tensile strength (peak)	9 MPa (notched sample)	9.1 MPa (without notch)	In progress	$F = 70 \text{ mm}$
Flexural tensile strength on prism	42 MPa	45 MPa	20 MPa	Prism 4 X 4 X 16
s_{bt} ($w = 0.3 \text{ mm}$) mean	12 MPa	7.9 MPa	In progress	AFREM procedure = Curve
Modulus of elasticity E	58 GPa	65 GPa	57 GPa	Test on prism
Dynamic modulus of elasticity E_d (0.5 mm , 1 to 10 Hz)	60 GPa	60.1 GPa	56.5 GPa	
Shear modulus G	24 GPa	25 GPa	24 GPa	
Poisson's ratio	0.2	0.2	0.183	NF standards procedure
Thermal expansion coefficient	11.8 mm / m/°C	10.4 mm / m/°C		
Total shrinkage	550 mm / m	570 mm / m		NF-P 15 - 433
Basic creep and drying creep	$K_{\rho} = 0.3$ after HT $K_{\rho} = 1.0$ without HT	$K_{\rho} = 0.8$ without HT		LCPC/RILEM procedure
Voids ratio	1.9 %			
Absorption	0.06 g / cm ²	0.22 g / cm ²		
Air permeability	< 10 ⁻²⁰ m ²			
Freeze-thaw test	0 %	2.8 %		
Flow Test	550 mm	640 mm		

Les valeurs données ci-avant sont des valeurs indicatives proposées par les fournisseurs de BFUP. Elles sont tirées d'un dossier technique disponible auprès de ces mêmes fournisseurs.

The values given in the above table are guideline values given by UHPFRC suppliers. They are taken from technical data available from those suppliers.

ANNEXE 8

Proposition de coefficients de passage "K" applicables aux BFUP : l'expérience de Bourg-lès-Valence

Préalablement au démarrage de la préfabrication des poutres des ouvrages de Bourg-lès-Valence, un élément témoin a été réalisé. Il s'agit d'une poutre de 5m, de section identique à celle retenue pour le projet.

Des éprouvettes 11x11x40 ont été prélevées dans cette poutre, à différents endroits et selon différentes inclinaisons, afin d'étudier l'influence conjuguée du coffrage et du bétonnage sur la distribution des fibres.

Cinq séries ont ainsi été réalisées :

Série <i>Set</i>	Emplacement <i>Location</i>	Direction du sciage <i>Direction of cut</i>	Nombre de prismes <i>No. of prisms</i>
A	âme / <i>web</i>	inclinée à 45°	10
B	Ame / <i>web</i>	verticale	10
C	Ame / <i>web</i>	horizontale	9
D	Table / <i>flange</i>	transversale	10
E	Table / <i>flange</i>	longitudinale	10

Les éprouvettes ont été testées à l'ENTPE, en flexion 3 points (portée 36 cm). Une entaille de 10 mm de profondeur et 2 mm d'épaisseur a été réalisée au centre de chaque prisme, sur sa face inférieure (pour les familles D et E il s'agit de la face opposée à la surface libre de bétonnage, pour les autres il s'agit de l'une des deux faces non coffrées).

ANNEX 8

Proposed design safety factors for UHPFRC: the experience of Bourg-lès-Valence

Before casting of the beams for the Bourg-lès-Valence bridges started, a trial beam was made. This 5 m long beam was identical in cross-section to the beams designed for the bridges.

Specimens measuring 11x11x40 were taken from different locations and at different angles in this beam in order to study the combined effect of form walls and concrete placement on the distribution of fibres.

Five sets of specimens were taken:

The specimens were tested in centre-point bending (span of 36 cm) at the Ecole Nationale des Travaux Publics de l'Etat (ENTPE). A 10 mm deep, 2 mm wide notch was cut at the centre of each specimen, on its bottom face (for sets D and E this is the face opposite the concreting top surface; for the others it is one of the unshuttered faces).

Résultats expérimentaux bruts

Les coefficients K recherchés, sont à appliquer à une loi de comportement caractéristique obtenue par analyse inverse d'essais de flexion. On se propose donc de déterminer ces coefficients par une analyse des grandeurs moyennes issues des résultats expérimentaux précédents, évitant ainsi une redondance statistique.

Après analyse des résultats obtenus aux pics des courbes Effort / Ouverture de fissure, enregistrées au cours des essais selon la procédure de l'annexe 3, on obtient les valeurs suivantes :

Raw test data

The K factors sought are to be applied to a characteristic constitutive law obtained by back analysis of flexural tests. It is therefore proposed to determine the safety factors by analyzing mean values from previous test results, thus avoiding statistical redundancy.

After analysis of the results recorded at the peaks of force / crack width curves, the following values are obtained:

Série / Set	Contrainte équivalente à la rupture <i>Equivalent stress at fracture</i> (MPa)
A	23.4
B	28.9
C	19.3
D	18.6
E	22.9

Analyse des résultats

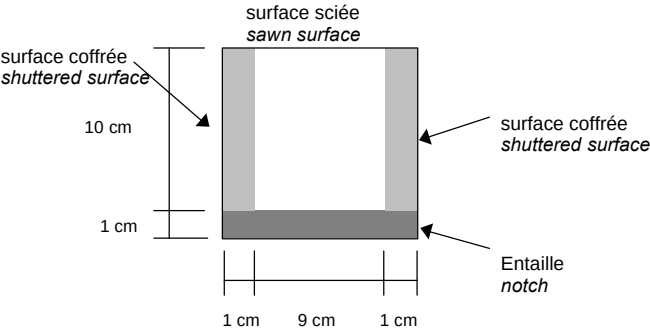
Les dispositions relatives aux cinq séries étant différentes (faces sciées, coffrées, libres), il est impossible de comparer les résultats expérimentaux bruts entre eux. Il convient de les analyser afin d'en déduire des grandeurs supposées intrinsèques.

Analysis of results

Since the modalities for the five sets (sawn faces, shuttered faces, free faces) are different, it is impossible to compare all the raw test data. The data has to be analyzed to determine the assumed intrinsic values.

Séries A, B et C :

Sets A, B, and C:



Les fibres utilisées ayant une longueur de 20mm, une zone perturbée de 10mm est considérée de chaque côté de la section (effet de paroi).

Les fibres présentes dans la partie centrale d'un prisme ne sont pas perturbées par le coffrage. On suppose qu'elle présentent une distribution 3D isotrope et le facteur d'orientation vaut $\alpha = 0,405$ dans cette zone [1.7].

Les fibres situées dans les bandes verticales subissent l'effet des parois. Celles situées contre la paroi présentent une orientation 2D ($\alpha = 0,637$) et celles situées à $L_f/2$ une orientation 3D ($\alpha = 0,405$). L'évolution du facteur d'orientation dans l'épaisseur des bandes verticales, est décrite ci-dessous.

La valeur moyenne $\alpha = 0,587$ sur les bandes de largeur $L_f/2$ est retenue pour la suite de cette étude.

A partir des valeurs du facteur d'orientation, on détermine le facteur d'orientation moyen sur l'ensemble de la section d'un prisme :

$$\alpha_{\text{moyen}} = (0,405 \times 9 + 0,587 \times 2)/11 = 0,438$$

Le coefficient à appliquer aux résultats bruts, permettant de supprimer l'effet des parois est donc :

$$\gamma = 0,438/0,405 = 1,082$$

Séries D et E :

Since the fibres used are 20 mm long, a 10 mm deep zone of disturbance is taken into account on each side of the cross-section.

The fibres in the inner part of a prism are not disturbed by the formwork. They are assumed to be distributed isotropically in 3D, and the orientation factor in the inner area is $\alpha = 0.405$ [1.7].

The fibres in the vertical bands at the sides are affected by the formwork. Those against the form are oriented in 2D ($\alpha = 0.637$) and those at a distance of $L_f/2$ are oriented in 3D ($\alpha = 0.405$). The evolution of fibre orientation in the vertical bands is described below.

The mean value of $\alpha = 0.587$ in the bands ($L_f/2$ wide) is used in what follows.

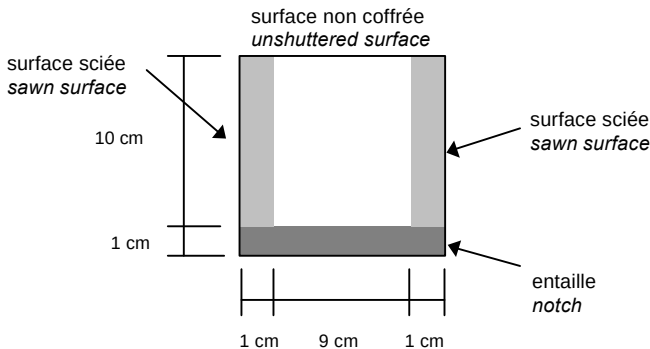
The orientation factors are used to determine the mean orientation factor for the entire cross-section of a prism:

$$\alpha_{\text{mean}} = (0.405 \times 9 + 0.587 \times 2)/11 = 0.438$$

The factor to be applied to the raw results to overcome the effect of sidewalls is therefore:

$$g = 0.438/0.405 = 1.082$$

Sets D and E:



Les fibres utilisées ayant une longueur de 20mm, une zone perturbée de 10mm est considérée de chaque côté de la section.

Les fibres présentes dans la partie centrale d'un prisme ne sont pas perturbées par le sciage. On suppose qu'elle présentent une distribution 3D isotrope.

Les fibres situées sur une bande de largeur 10mm de chaque côté de la section, présentent également une distribution isotrope 3D, mais leur longueur a été réduite par l'effet du sciage. On considère alors qu'une fibre dont le centre de gravité se trouve sur la paroi sciée, n'est plus ancrée. Cet ancrage ne redevient pleinement efficace que pour les fibres dont le centre de gravité est à $L_f/2 = 10$ mm de la paroi.

Dans l'intervalle $[0 ; L_f/2]$, on suppose donc une efficacité des fibres de 50%. On définit ainsi un coefficient d'efficacité moyen sur l'ensemble de la section, donné par :

$$\lambda = (0,5 \times 2 + 1 \times 9) / 11 = 0,91$$

Bilan

Les résultats (contraintes équivalentes à la rupture exprimées en MPa) sont résumés dans le tableau ci-dessous :

Série <i>Set</i>	Résultat brut <i>Raw result</i>	Coefficient	Résultat intrinsèque <i>Intrinsic result</i>
A	23.43	1/1.082	21.65
B	28.88	1/1.082	26.69
C	19.26	1/1.082	17.80
D	18.55	1/0.91	20.38
E	22.91	1/0.91	25.18

Les effets parasites liés aux sciages et à l'influence des parois ayant été isolés, il devient possible de déterminer un coefficient traduisant les effets de l'interaction coffrage/mode de bétonnage, dans le cadre des essais. Ce coefficient sera noté K.

Since the fibres used are 20 mm long, a 10 mm deep zone of disturbance is taken into account on each side of the cross-section.

The fibres in the inner part of a prism are not disturbed by the formwork. They are assumed to be distributed isotropically in 3D.

The fibres in a 10 mm deep band on each side of the section are also distributed isotropically in 3D, but their length has been reduced by sawing. It is therefore considered that a fibre whose centre of gravity is on the sawn face is no longer anchored. Anchoring becomes fully effective only for fibres whose centre of gravity is at $L_f/2 = 10$ mm from the face.

In the intervening area $[0 ; L_f/2]$, it is assumed that the fibres are 50% effective. From this is defined a mean efficiency factor for the entire cross-section. It is given by:

$$l = (0.5 \times 2 + 1 \times 9) / 11 = 0.91$$

Outcome

The results (equivalent stress at fracture, in MPa) are summarized in the following table:

With secondary effects due to sawing and forms isolated, it is possible to use tests to determine a factor reflecting the effects of formwork/concrete placement interaction. This factor will be designated K.

Il convient dans un premier temps de déterminer la valeur de référence, supposée correspondre au comportement intrinsèque.

Moyenne générale des séries A,B,C,D,E

$$\sigma_{\text{général}} = 22,43 \text{ MPa}$$

Moyenne des séries E,D (table)

$$\sigma_{E,D} = 22,78 \text{ MPa}$$

Moyenne des séries A,B,C (âme)

$$\sigma_{A,B,C} = 22,19 \text{ MPa}$$

Calcul théorique avec loi moyenne du BSI

$$\sigma_{\text{théo}} = 22,20 \text{ MPa}$$

On observe une concordance très satisfaisante entre le résultat du calcul théorique et les différentes moyennes expérimentales (l'écart entre la valeur théorique et les moyennes générale, dans la table et dans l'âme est respectivement de 1%, 2,6% et 0,05%).

Ces constats nous autorisent donc à considérer la valeur théorique ($\sigma = 22,2\text{MPa}$) comme référence.

On est alors en mesure d'étudier la variation de contrainte autour de cette référence, pour chaque série de prismes.

To start with, determine the reference value, assumed to correspond to intrinsic behaviour.

General mean of sets A, B, C, D, and E:

$$s_{\text{general}} = 22.43 \text{ MPa}$$

Means of sets E, D (table)

$$s_{E,D} = 22.78 \text{ MPa}$$

Mean of sets A,B,C (web)

$$s_{A,B,C} = 22.19 \text{ MPa}$$

Theoretical calculation with mean law for BSI concrete

$$s_{\text{theo}} = 22.20 \text{ MPa}$$

There is a very satisfying match between the result of the theoretical calculation and the various mean values from tests (the deviations between the theoretical value and the general means in flanges and webs are 1%, 2.6%, and 0.05% respectively).

These observations justify taking the theoretical value ($s = 22.2 \text{ MPa}$) as the reference value.

It is then possible to study the variation in stress around this reference value, for each set of prisms.

Série Set	Contrainte de rupture σ Breaking stress	$K = s_{\text{théo}} / s$
A	21.65	1.025
B	26.69	0.832
C	17.80	1.247
D	20.38	1.089
E	25.18	0.882

Le cas le plus défavorable est donné par $\max(K)$, soit $K = 1,247$.

L'analyse de cette campagne d'essais conduit donc à considérer un coefficient de sécurité $K = 1,25$ pour tenir compte de la variabilité de la réponse en traction du matériau causée par l'interaction coffrage/mode de bétonnage.

The most unfavourable case is with $\max(K)$, i.e. $K = 1.247$.

Analysis of this campaign of tests therefore results in a safety factor $K = 1.25$ being adopted to take account of the variability of the tensile response of the concrete as a result of form/concrete placement interaction.

Ce coefficient ayant été déterminé par l'analyse de moyennes de séries d'essais, il doit pouvoir être utilisé pour des justifications d'ensemble d'une structure. En revanche, pour des justifications locales, il semble prudent de reprendre l'analyse précédente en considérant les résultats les plus faibles obtenus dans chacune des cinq séries.

Since this factor was determined by analyzing the mean values of sets of tests, it should be possible to use it for all overall verifications of a structure. On the contrary, for localized verifications, it would appear to be wise to carry out the above analysis again, using the lowest results obtained in each of the five sets

Série Set	Résultat brut Raw result (valeur mini – min. value)	Coefficient	Contrainte de rupture Breaking stress σ	$K = s_{théo} / s$
A	16.49	1/1.082	15.24	1.456
B	19.67	1/1.082	18.18	1.221
C	13.95	1/1.082	12.89	1.722
D	15.08	1/0.91	16.57	1.340
E	17.80	1/0.91	19.56	1.135

Au regard des résultats ci-dessus, un coefficient $K = 1,72$ permet de se placer en sécurité vis-à-vis d'un défaut vraisemblablement local.

In light of the above figures, a K factor of 1.72 provides a good safety margin with respect to any defects which would probably be localized.

Deuxième programme expérimental

Second test programme

Parallèlement à la campagne d'essais précédente, une série d'essais sur prismes moulés a été entreprise. Ces prismes, de dimensions 10x10x40, ont été confectionnés au cours de la préfabrication des poutres de Bourglès-Valence. 11 prismes ont ainsi été testés en flexion 3 points (portée 30 cm) dans un laboratoire privé. Chaque prisme a été entaillé en son centre (entaille de 10 mm de profondeur), et disposé sur le banc d'essai avec la face non coffrée sur le côté (rotation de 90° par rapport au coulage). Ces essais correspondent au protocole dans l'annexe 2 sans mesure de l'ouverture de fissure..

A series of tests on cast prisms was carried out at the same time as the above test campaign. The 10x10x40 cm prisms were made when the Bourglès-Valence beams were being cast. Eleven such prisms were centre-point bend-tested (span of 30 cm) in a private laboratory. Each prism was notched mid-span (10 mm deep sawcut) and placed on the test apparatus with the unshuttered face at the side (turned 90° from the casting position). These tests used the procedure defined in annex 3, without crack width measurement.

Résultats expérimentaux bruts

Raw test results

Une analyse détaillée de la mise en œuvre de la méthode inverse à partir de la mesure de la flèche, ayant montré la grande difficulté d'établir une relation de passage $w = f(y)$, l'analyse des résultats de cette campagne ne portera que sur les valeurs obtenues au pic.

Since detailed analysis of application of the back analysis method using deflection measurement has shown the great difficulty in establishing a $w = f(y)$ conversion relationship, the analysis of the results of this test campaign concerns only peak value.

Poutre <i>Beam</i>	Contrainte équivalente au moment de rupture en MPa <i>Equivalent breaking moment stress in MPa</i>			
	Prisme 1 <i>Prism 1</i>	Prisme 2 <i>Prism 2</i>	Prisme 3 <i>Prism 3</i>	Moyenne <i>Mean</i>
A4	-	31.64	33.89	32.8
A5	26.64	31.34	30.39	29.5
A6	35.10	29.91	34.73	33.2
B1	35.42	31.07	33.93	33.5

La valeur moyenne correspondant à l'ensemble des 11 prismes est de 32,2 MPa, pour une valeur caractéristique de 27,3 MPa (coefficient de Student 1,796).

The mean value for the 11 prisms is 32.2 MPa, for a characteristic value of 27.3 MPa (Student's coefficient of 1.796).

Analyse des résultats

L'objet de cette analyse est de déterminer le coefficient traduisant les effets liés au protocole expérimental sur éprouvettes moulées. Afin d'obtenir une grandeur physiquement compatible avec les résultats développés à partir de la première campagne d'essais, il convient d'isoler les effets induits par les parois des moules.

On procède de la même façon que pour les séries A,B et C de la première campagne. Le coefficient à appliquer aux résultats bruts, permettant de supprimer l'effet des parois (le surfaçage d'un prisme induit une redistribution des fibres proche de celle provoquée par une paroi) est donc :

$$\gamma = a_{\text{moyen}} / 0,405 \\ = [(0,405 \times 8 + 0,587 \times 2) / 10] / 0,405 = 1,090$$

La contrainte équivalente moyenne intrinsèque vaut alors :

$$\sigma = 32,2 / 1,090 = 29,54 \text{ MPa}$$

Cette valeur est à comparer à la contrainte théorique calculée à partir de la loi moyenne du BSI, soit $\sigma_{\text{théo}} = 22,40 \text{ MPa}$.

Le coefficient recherché vaut donc :

$$29,54 / 22,40 = 1,3$$

Analysis of results

The purpose of this analysis is to determine the coefficient reflecting the effect of the test procedure on cast specimens. To obtain a figure that is physically compatible with the results derived from the first test campaign, the effects of the mould surfaces must be isolated.

The procedure is the same as for sets A, B, and C of the first campaign. The coefficient to be applied to the raw results to factor out the mould effect (surface preparation of a prism induces redistribution of fibres similar to that caused by a mould – cf. thesis of F. Atassi) is therefore:

$$g = a_{\text{mean}} / 0.405 \\ = [(0.405 \times 8 + 0.587 \times 2) / 10] / 0.405 = 1.090$$

The intrinsic mean equivalent stress is therefore:

$$s = 32.2 / 1.090 = 29.54 \text{ MPa}$$

This figure bears comparison with the theoretical stress calculated with the mean law of BSI concrete, $s_{\text{theo}} = 22.40 \text{ MPa}$.

The factor sought is therefore :

$$29.54 / 22.40 = 1.3$$

Les effets de parois régis par le couple (taille du prisme ; longueur des fibres) ayant été identifiés, le coefficient défini ci-dessus est applicable quel que soit le prisme utilisé (7x7x28, 10x10x40 ou 14x14x56) et quelle que soit la longueur des fibres mises en œuvre.

Having identified the wall effects governed by the combination of prism size and fibre length, the factor defined above can be applied to prisms of any size (7x7x28, 10x10x40, or 14x14x56) and for fibres of any length.

ANNEXE 9

Teneur en portlandite de différents types de bétons

Elle est mesurée de préférence par thermogravimétrie, en faisant la différence des pertes d'eau entre 400°C et 550°C.

Cependant, l'ordre de grandeur de la teneur en portlandite dans les différents types de bétons peut être calculé simplement, sur la base du dosage en ciment c (kg/m^3), du rapport e/c , et de la teneur s (kg/m^3) en fumées de silice ou ajouts minéraux pouzzolaniques. La formule de calcul théorique est la suivante :

$$\text{CH (kg/m}^3\text{)} = \text{SUP}(0, \{c.(\%C_3S/100) \cdot [\text{INF}(1, (e/c)/0.418)] \cdot 0.422 - s \cdot 0.617\})$$

où :

- le coefficient 0,418 est le rapport e/c stoechiométrique pour l'hydratation de C_3S , le rapport $\alpha_m = \inf(1, (e/c)/0.418)$ représente donc la limitation de l'avancement maximal de l'hydratation lorsque la teneur en eau est inférieure à la stoechiométrie,
- le coefficient 0,422 est la proportion de portlandite formée par unité de masse de C_3S , pour l'avancement de l'hydratation égal à l'unité,
- le coefficient 0,617 représente la masse de portlandite consommée à 28 jours environ par la réaction pouzzolanique (taux de réaction voisin de 0,5, valeur typique mesurée par RMN).

Ainsi, pour une teneur (typique) en C_3S du ciment de 60%, on trouve les valeurs typiques suivantes :

ANNEX 9

Portlandite content of different types of concrete

The portlandite content is preferably measured by thermogravimetric analysis, comparing water losses between 400°C and 550°C.

The order of magnitude of portlandite contents in different kinds of concrete can be calculated simply, on the basis of the cement content c (kg/m^3), the W/C ratio, and the silica fume or other pozzolanic materials content s (kg/m^3). The formula for this analysis is as follows:

where:

- *the coefficient 0.418 is the stoichiometric W/C ratio for hydration of C_3S , so the ratio $\alpha_m = \inf(1, (w/c)/0.418)$ represents the limit on the maximum hydration ratio when the water content is less than the stoichiometric ratio.*
- *the coefficient 0.422 is the proportion of portlandite formed per unit mass of C_3S , for unit of hydration ratio.*
- *the coefficient 0.617 represents the mass of portlandite consumed after about 28 days by pozzolanic reaction (rate of reaction close to 0.5, the typical value measured by NMR).*

Thus, for a cement C_3S content (typical) of 60%, the following typical values are found:

	B.O. <i>OC</i>	BHP <i>HPC</i>	BTHP <i>VHPC</i>	BFUP <i>UHPFRC</i>
Ciment (kg/m³) = c <i>Cement (kg/m³) = c</i>	300	450	500	700
%C ₃ S du ciment / 100 <i>% C₃S in cement / 100</i>	0.6	0.6	0.6	0.6
Rapport e/c <i>W/C ratio</i>	0.6	0.37	0.32	0.2
α _m	1	0.88	0.762	0.476
Teneur potentielle en clinker résiduel(kg/m³) <i>Potential residual clinker content (kg/m³)</i>	0	54	119	367
Teneur en fumée de silice s (kg/m³) <i>Silica fume content s (kg/m³)</i>	0	22.5	50	200
Teneur potentielle en portlandite (kg/m³) <i>Potential portlandite content (kg/m³)</i>	76	86	66	0

Tableau 1 – Calcul estimatif des teneurs potentielles en clinker et portlandite résiduels des bétons.

Table 1 – Calculation estimating potential residual clinker and portlandite contents of different concretes.