

l'effet d'échelle dans les structures en béton

scale effect for concrete structures

J. MAZARS

Laboratoire de Mécanique et Technologie*

Rev. Franç. Géotech. n° 49, pp. 15-24 (octobre 1989)

Résumé

La dépendance des performances mécaniques des structures en béton avec leurs dimensions est un problème bien connu. En nous appuyant sur divers travaux, nous conduisons ici une réflexion qui permet de justifier ce phénomène à partir de la nature hétérogène du matériau. De ces considérations naît une classification de l'effet d'échelle en effet de volume et effet de structure qui conduit à proposer des aménagements aux calculs prévisionnels établis dans le cadre de la mécanique de l'endommagement.

Abstract

The dependence between the mechanical properties of concrete structures and their sizes is a well known problem. Relying on different works, we conduct here a reflexion which permits to justify this phenomenon from the heterogeneous nature of the material. From these considerations a classification of the size effect into a volume effect and a structural effect is proposed. After that fit, predictive calculations are carried out in the framework of Continuous Damage Mechanics.

* Ecole Normale Supérieure de Cachan, CNRS, Université Paris 6
61, avenue du Président-Wilson, 94230 Cachan.

La notion d'effet d'échelle dans les structures en béton, conduisant à conclure qu'il y a dépendance entre les propriétés mécaniques d'une structure et les dimensions de celle-ci, est assez ancienne. L'HERMITTE (1) en particulier a bien mis en évidence ce phénomène à partir de travaux conduits sur des poutres sollicitées en flexion 3 points de dimensions homothétiques (rapport maxi d'homothétie = 10). Les résultats obtenus montrent une dépendance des contraintes à rupture, calculées par un modèle élastique linéaire, avec l'échelle de la structure (cf. fig. 1). Plus récemment, des travaux conduits à l'échelle internationale, sur plusieurs types de structures préentailées traitées par la mécanique linéaire de la rupture, montrent une large dépendance du facteur d'intensité de contrainte critique K_c , caractéristique de la résistance du matériau à la propagation de fissure, avec les dimensions de la structure (cf. fig. 2). Mais si ces deux types de résultats traitent du même problème, ils conduisent à des constatations contradictoires. En effet, les expériences de L'HERMITTE font apparaître une baisse de la contrainte à rupture avec l'échelle, alors que pour les éléments entaillés le facteur d'intensité de contrainte augmente avec la dimension de l'élément. Dans le premier cas, les dimensions amoindrissent les propriétés, dans le deuxième, elles les améliorent; une seule explication, l'inadaptation des modèles mécaniques utilisés au problème à traiter.

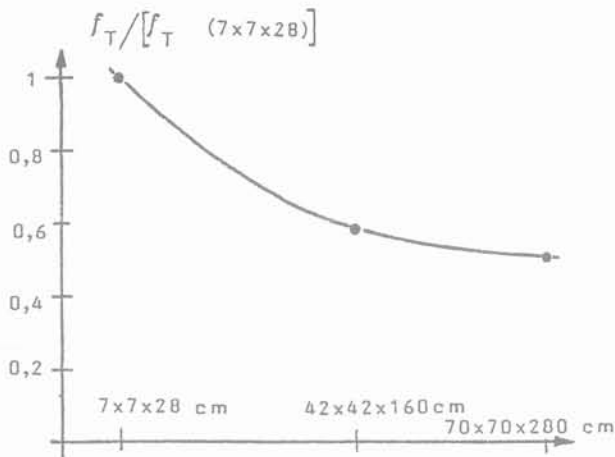


Fig. 1. — Effet d'échelle sur poutres en flexion trois points (1). f_t est la contrainte élastique calculée à rupture en fibre tendue.
Fig. 1. — Size effect on three points bending beams (1). f_t is the maximum elastic stress at failure.

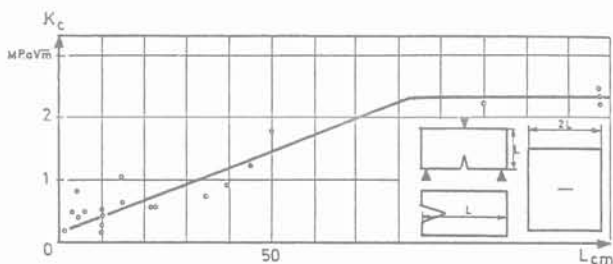


Fig. 2. — Ténacité du béton en fonction des dimensions du spécimen.
Fig. 2. — Toughness of concrete versus the size of specimen.

Des aménagements aux théories utilisées sont nécessaires, certains auteurs (3, 4), proposent des «lois d'effet d'échelle» qui associent les propriétés mécaniques du matériau à celle de la taille du spécimen. C'est par exemple le cas de BAZANT (3) qui propose une relation liant, pour des spécimens géométriquement similaires, la contrainte nominale à rupture σ_N , calculée sur la base d'un modèle élastique fragile, à la dimension caractéristique du spécimen d :

$\sigma_N = B f_t / \sqrt{1 + d/d_0}$; f_t : contrainte à rupture en traction simple, B et d_0 : constantes. La figure 3 montre l'intérêt de cette approche pour des poutres fléchies préentailées, cependant l'application d'une telle formule reste très limitée car très spécialisée.

Notre intention ici est de reprendre ces considérations afin:

- d'une part, de montrer l'influence de la structure hétérogène du matériau sur la réponse d'un volume de matière à une contrainte appliquée;
- d'autre part, de proposer une modélisation prenant en compte ces particularités et montrer que cela suffit pour traiter l'effet d'échelle.

1. HÉTÉROGÉNÉITÉS ET COMPORTEMENT

Trois éléments principaux composent la structure du béton:

- la matrice de ciment hydraté; c'est un matériau à forte microporosité dont la valeur dépend de l'âge et du rapport eau-ciment intervenant dans le mélange constitutif initial;
- les grains; ils sont pour un béton normal plus rigides que la matrice et beaucoup moins poreux;
- l'interface grain-matrice; c'est le siège de différentes anomalies (clivage particulier des hydrates, concentrations de contraintes créées par l'hydratation,

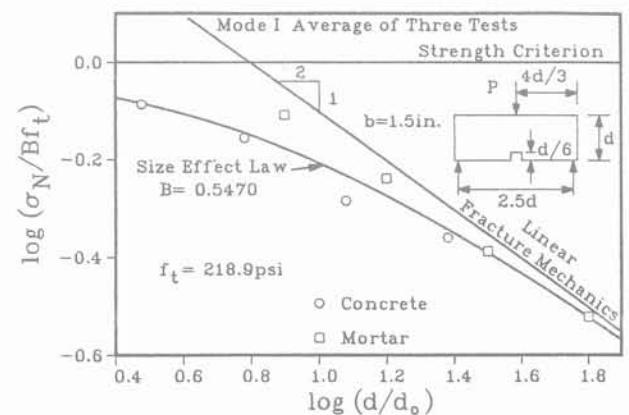


Fig. 3. — Effet des dimensions sur la validité d'un critère en contrainte maximale. Loi d'effet d'échelle proposée par BAZANT (3).

Fig. 3. — Effect of the sizes on the applicability of a maximal stress criterion. Size effect law after BAZANT (3).

défauts d'adhérence...), donc une zone à faible cohésion, d'autant plus sensible que les grains sont gros (5).

Sous contrainte, la structure précédemment décrite se déforme et se dégrade: le matériau «s'endommage». Le processus s'initie à partir de «défauts initiaux» et se développe dans les «zones faibles» de la structure.

Pour imager ce processus et les conséquences qu'il a sur le comportement du matériau, nous allons raisonner à partir de modèles micromécaniques recréant le caractère hétérogène du matériau. Ces modèles privilégient, en accord avec la présentation ci-dessus et de nombreuses investigations microscopiques (6, 10), le fait que l'endommagement est principalement une microfissuration d'interface.

Dans ce contexte, deux éléments fondamentaux agissant sur le comportement peuvent être mis en évidence:

- la distribution de défauts au sein du matériau, qui peut être considérée aléatoire et traduite en terme de résistances locales;
- les effets du milieu hétérogène sur le développement de la microfissuration.

1.1. Influence de la distribution des résistances locales sur la réponse du matériau

Plusieurs auteurs se sont intéressés à ce problème par des approches voisines.

MC CLINTOCK et ZARVEL (7) ont travaillé sur un modèle composé d'éléments hexagonaux en supposant que la formation et le développement des microfissures s'effectuent le long des interfaces (fig. 4). La liaison entre grains est de type fragile et la distribution des résistances locales des interfaces respecte une loi de WEIBULL (8). ROSSI et RICHER (9) ont intégré ces principes dans un calcul par éléments finis où les résistances locales sont affectées à des éléments de contact.



Fig. 4. — Modèle à inclusions hexagonales de Mc CLINTOCK et ZARVEL (7).

Fig. 4. — Hexagonal inclusion model after Mc CLINTOCK and ZARVEL (7).

Les deux approches appliquées à une sollicitation de traction conduisent aux mêmes conclusions, imagées par les résultats de ROSSI-RICHER (fig. 5):

- le seuil d'endommagement (0) et le pic en contrainte (1) sont d'autant plus faibles que le volume considéré est grand;
- une instabilité apparaît systématiquement au-delà du pic et correspond à la formation d'une fissure issue d'une coalescence locale de microfissures (2-3).

1.2. Influence du milieu hétérogène sur le développement de la microfissuration

La présence des grains distribués au sein de la matrice de ciment hydraté provoque arrêt, déviation et branchement des microfissures. Ces phénomènes observés par microscopie optique sur des échantillons de matériau (10) conduisent à imaginer le scénario de propagation suivant:

- tout un réseau de défauts est, au-delà d'un seuil de contrainte, activé;
- les microfissures se propagent très inégalement autour des granulats en fonction de l'état de contrainte (influencé par les contraintes initiales, la taille et la forme des grains), et de la résistance locale à la décohesion;
- la sollicitation augmentant, les propagations se localisent dans une zone du spécimen dans laquelle il y a coalescence des microfissures à travers la matrice.

Dans cette dernière phase, les arrêts-déviation-branchements sont nombreux, si bien que la zone de localisation concerne tout un volume de matériau comme le montrent les résultats obtenus en traction par ROELFSTRA (11) sur un modèle de «béton numérique» (fig. 6). Ce modèle utilise un traitement éléments finis reproduisant une distribution granulaire, la faiblesse des interfaces et la propagation des dommages au sein de la matrice. Les résultats obtenus

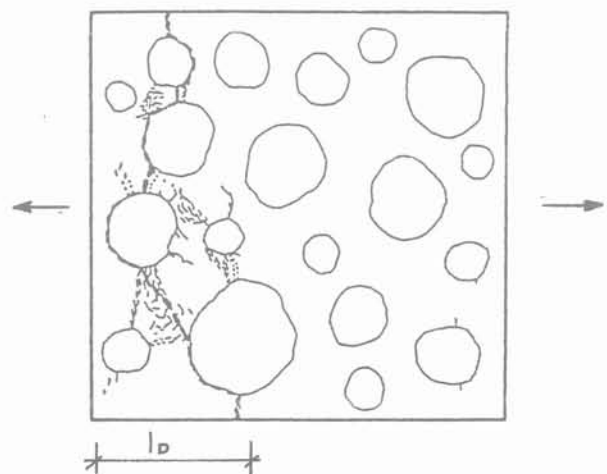


Fig. 6. — Le «béton numérique» (11).
Étalement de la zone de rupture provoqué par la présence des hétérogénéités.

Fig. 6. — «Numerical concrete» (11).
Spreading of the damage zone at failure due to the heterogeneities.

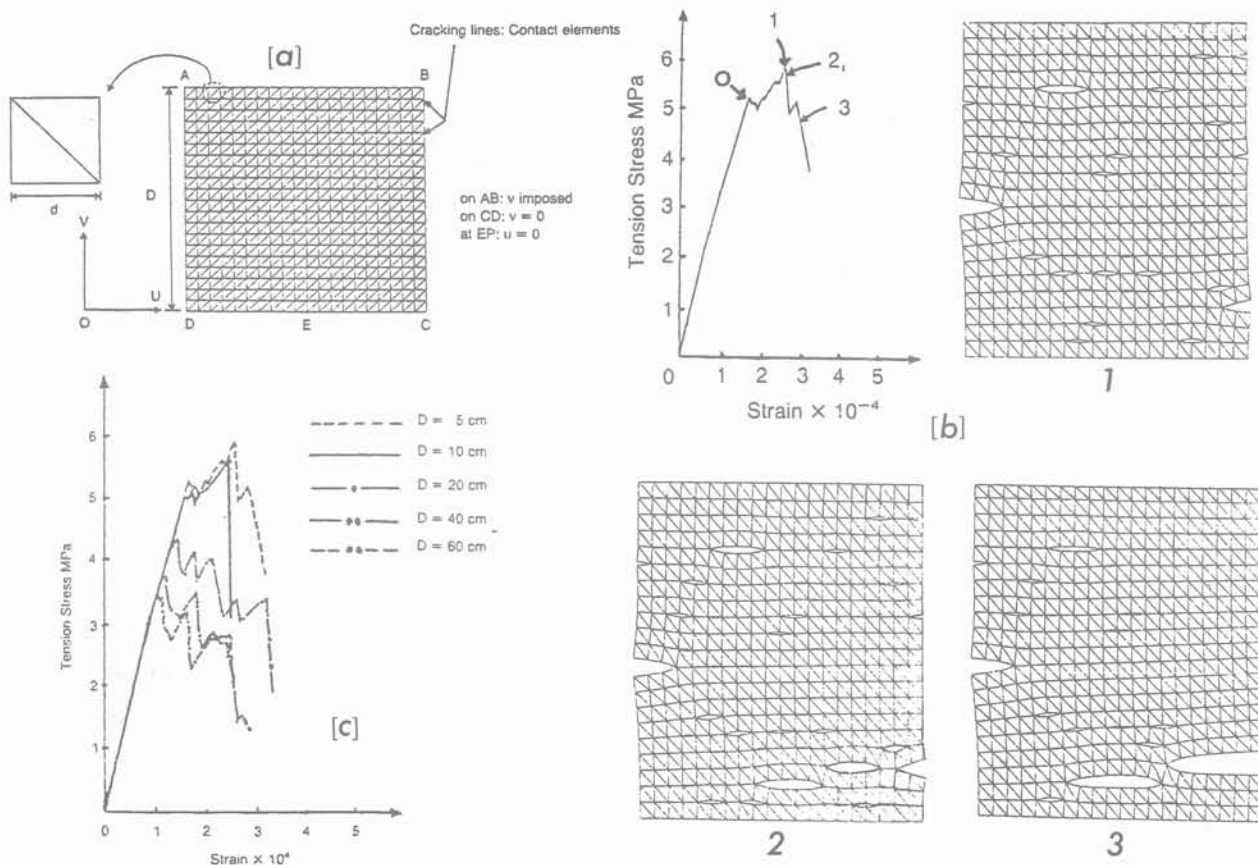


Fig. 5. — Modèle stochastique de ROSSI-RICHER (9).

a. découpage éléments finis

b. différents stades d'endommagement — (0) seuil d'endommagement — (1) pic de contrainte — (2-3) localisation de la rupture

c. effet des dimensions du spécimen

Fig. 5. — ROSSI-RICHER stochastic model (9).

a. finite element mesh

b. different damage stage — (0) damage threshold — (1) at stress peak — (2-3) failure localization

c. size effect

montrent à l'évidence que la présence des grains implique un étalement de la zone de rupture qui de surfacique en milieu homogène devient volumique en milieu hétérogène.

1.3. Largeur caractéristique de la zone de localisation

Couplant les deux aspects, distribution des résistances locales et influence des hétérogénéités, BAZANT a proposé récemment le «particle model» (3) qui permet d'estimer la largeur de la zone de localisation. Les hétérogénéités sont des éléments pentagonaux associés par une loi d'interface élastique fragile. La position, l'inclinaison des faces et les résistances locales sont distribuées aléatoirement.

La figure 7 montre l'application de ce modèle à la description du comportement d'une éprouvette entaillée de type CT. On retrouve le scénario décrit précédemment et l'existence à rupture d'un volume endommagé (fracture process zone) dont la largeur est estimée par BAZANT à 3 fois la dimension des plus gros granulats. Ce résultat est considéré par l'auteur comme une caractéristique du matériau et nous

reprendrons cette idée dans la suite de notre argumentation.

2. LES EFFETS D'ÉCHELLE, CLASSIFICATION DES PHÉNOMÈNES

A partir de l'analyse de nombreux résultats expérimentaux, trois phénomènes, non indépendants, peuvent être attachés à l'effet d'échelle:

— celui lié au «volume»; il est relatif à l'abaissement des performances mécaniques avec le volume, dans le cas d'une sollicitation homogène;

— celui lié au «gradient»; il est mis en évidence lorsque les spécimens de même dimension subissent des chargements différents, la résistance locale paraît alors augmenter avec le gradient;

— celui lié au type de «structure»; il apparaît lorsque l'on considère des structures homothétiques subissant le même type de chargement; les charges de ruine ne respectent pas l'homothétie et la résistance relative est d'autant moins forte que la structure est grande.

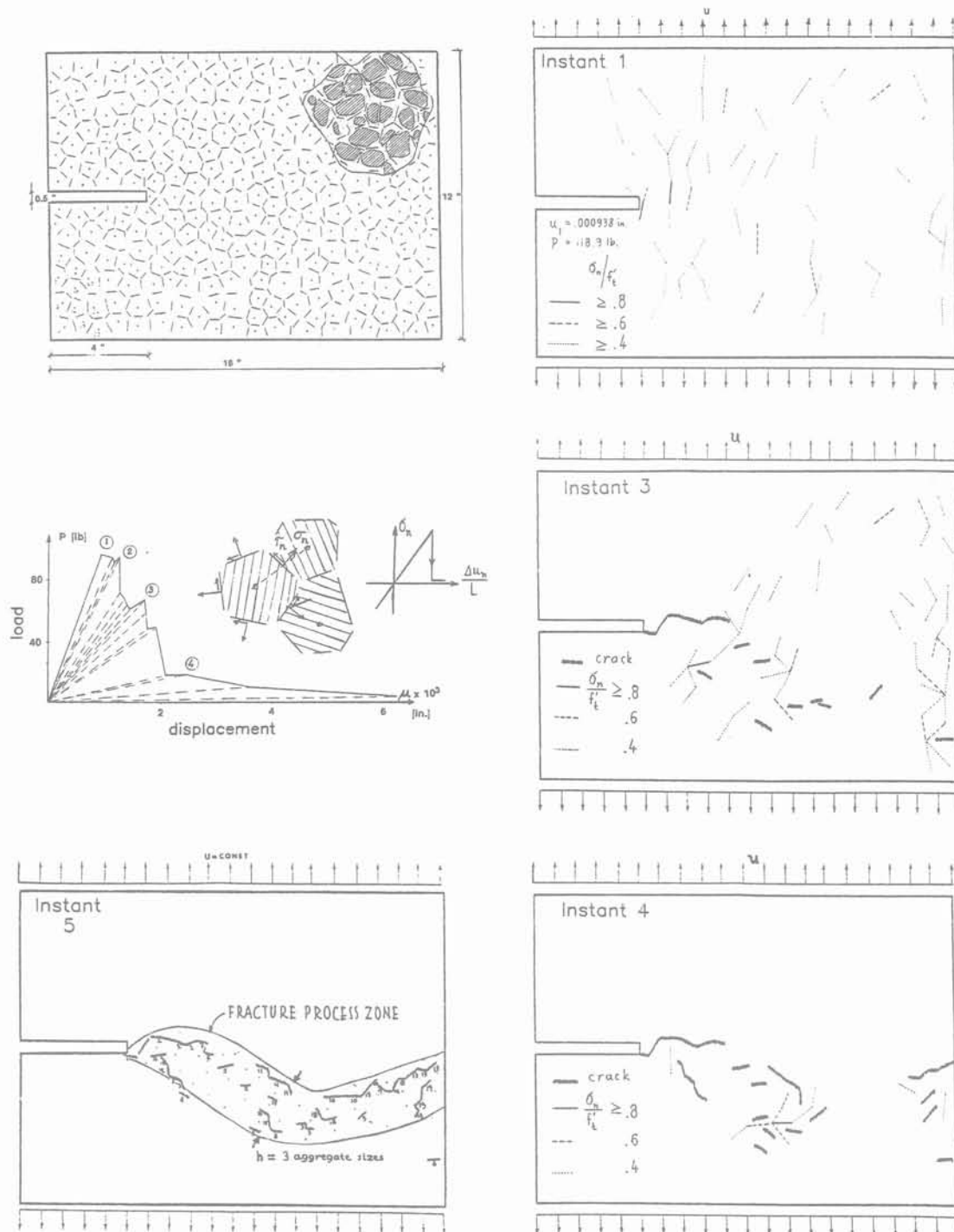


Fig. 7. — «Particle model» de BAZANT (3).
Evolution des «microfissures» et zone endommagée à rupture.

Fig. 7. — BAZANT's «Particle model» (3).
Evolution of microcracks and fracture process zone.

Des analyses précédentes, il apparaît que la distribution aléatoire des résistances locales explique totalement le premier phénomène (cf. résultats de ROSSIRICHER, fig. 5) et permet de justifier le second et le troisième.

Considérons un échantillon de matériau comportant une distribution donnée de défauts. Cet échantillon

sollicité en traction va céder à partir de la section qui comportera le plus grand nombre de défauts critiques. Le même échantillon, sollicité en flexion trois points, supportera une contrainte de traction importante seulement dans la zone centrale proche de la charge et de la face tendue, et la probabilité d'existence de défauts critiques dans ce faible volume est petite. Ainsi

la résistance locale du matériau a toutes les chances d'être plus importante que dans le cas de la traction.

En poursuivant le raisonnement, on peut considérer une série d'échantillons homothétiques tous sollicités en flexion trois points. Les considérations précédentes sur le volume fortement sollicité peuvent être reprises ici où ce volume va respecter l'homothétie; de ce fait, la probabilité d'existence d'un défaut critique dans cette zone est plus importante dans les grosses poutres que dans les petites. Ainsi l'effet lié à la structure apparaît.

Cependant, l'analyse précise de ces phénomènes montre que dans les cas à forte concentration de contrainte, où le gradient devient très important (en fond d'entaille par exemple), la distribution aléatoire des résistances locales n'a que peu d'influence sur le résultat et n'est pas à même d'expliquer l'effet d'échelle résultant. Par contre, les considérations relatives à l'influence des hétérogénéités, qui induisent l'existence d'une largeur caractéristique de la zone de localisation des dommages fonction de la taille des inclusions, permettent de justifier cet effet. Ceci est facilement compréhensible à partir du moment où l'on compare la taille du volume endommagé (la zone de localisation) à celle de la structure. Si l'on admet que la largeur de la zone de localisation est constante, l'énergie dissipée dans le processus d'endommagement de la structure devient proportionnelle à la section transversale de la zone endommagée et non à son volume, ainsi le comportement global des structures ne respectera pas l'homothétie dimensionnelle.

La classification que nous retiendrons dans les effets d'échelle se résume donc à deux phénomènes principaux:

- l'effet de volume résultant de la distribution aléatoire des résistances locales;
- l'effet de structure résultant de l'existence d'une largeur caractéristique de la zone de localisation des dommages en phase de rupture.

3. MODÈLES ADAPTÉS A LA DESCRIPTION DE CES PHÉNOMÈNES

L'objectif est ici de présenter une technique de calcul s'inscrivant dans le cadre de la mécanique des milieux continus et homogènes (qui reste à l'heure actuelle la plus facilement utilisable et la plus performante), et intégrant les aménagements nécessaires pour aborder les calculs prévisionnels dans les structures en béton.

Des travaux précédents nous ont conduits à proposer une modélisation du comportement du béton sur la base des concepts de la mécanique de l'endommagement (12). C'est dans ce contexte que les aménagements susceptibles de décrire les effets d'échelle sont proposés.

3.1. Base de la modélisation

Le phénomène d'endommagement représente la naissance et l'évolution des microfissures au sein de la matière. Cette microfissuration affecte généralement les

caractéristiques élastiques du matériau et se traduit par une chute de la raideur de la structure.

La modélisation de ce comportement passe par des lois contrainte-déformation du type adoucissant («strain-softening»), dont la caractéristique essentielle est une rigidité tangente négative après le pic des contraintes.

La figure 8 montre les modèles «traction» et «compression» qui sont à la base de la description tridimensionnelle du comportement dans laquelle on utilise les concepts suivants:

- comportement du matériau endommagé,

$$\underline{\sigma} = (1-D) \underline{\Lambda}_0 : \underline{\epsilon}.$$

$\underline{\sigma}$ et $\underline{\epsilon}$ tenseurs des contraintes et des déformations,

$\underline{\Lambda}_0$ matrice des coefficients élastiques du matériau vierge, D variable d'endommagement; $D = 0$ matériau vierge, $D = 1$ matériau rompu;

- combinaison des endommagements de traction D_t et de compression D_c , $D = \alpha_t D_t + (1 - \alpha_t) D_c$. α_t coefficient qui traduit l'intensité des effets de traction;

- loi d'évolution de l'endommagement, $D = f(\tilde{\epsilon})$. $\tilde{\epsilon}$ déformation équivalente qui traduit l'état d'extension local, f fonction d'évolution issue de l'expérience, positive si $\tilde{\epsilon} > \epsilon_{D_0}$ (ϵ_{D_0} seuil initial d'endommagement);

- déformation équivalente, $\tilde{\epsilon} = \sqrt{\sum_i \epsilon_i^2}$.

ϵ_i déformation principale suivant i ,

$$\langle \epsilon_i \rangle_+ = \epsilon_i \text{ si } \epsilon_i > 0, \langle \epsilon_i \rangle_+ = 0 \text{ sinon.}$$

3.2. Description des effets de volume par une détermination probabiliste du seuil d'endommagement

Cette description a été, pour l'instant, abordée uniquement dans le cas où la traction est prépondérante ($\alpha_t = 1$, $D = D_t$). La méthode retenue consiste à agir uniquement sur le seuil d'endommagement initial ϵ_{D_0} .

Le raisonnement utilisé part de l'idée d'une distribution aléatoire de défauts qui est traduite en terme de distribution aléatoire de seuil d'endommagement locaux $\tilde{\epsilon}_{D_0}$.

On a choisi une distribution de WEIBULL et l'on montre (12) que pour un volume V :

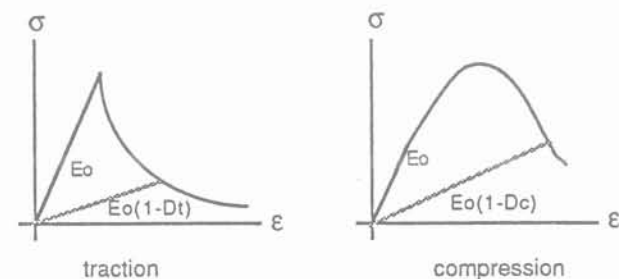


Fig. 8. — Description du comportement uniaxial du béton par le modèle d'endommagement (12).

Fig. 8. — Description of the uniaxial behaviour of concrete by the damaged model (12).

— la probabilité d'endommagement dans le cas d'une sollicitation uniforme $\tilde{\epsilon}$ est:

$$p_d(\tilde{\epsilon}, V) = 1 - \exp(-k \tilde{\epsilon}^m V)$$

— la probabilité d'endommagement dans le cas d'une sollicitation non uniforme $\tilde{E}$ est:

$$P_d(\tilde{E}, V) = 1 - \exp(-k \tilde{\epsilon}_M^m \int_V h^m dV)$$

$\tilde{\epsilon}_M$ sollicitation locale maximale au sein du volume V ,

$h(x, y, z)$. $\tilde{\epsilon}_M = \tilde{\epsilon}(z, y, z)$ sollicitation au point de coordonnées x, y, z ,

k constante, s'exprime en fonction des paramètres caractéristiques du matériau;

— la valeur la plus probable du seuil initial d'endommagement (atteinte dans l'élément le plus sollicité) est donnée par:

$$\epsilon_{D_0} = (W_0 / \int_V h^m dV)^{1/m}$$

W_0 et m , paramètres caractéristiques du matériau.

Ce modèle a été appliqué à différents cas de charge et nous donnons figure 9 les résultats obtenus dans le cas d'une sollicitation de traction pour laquelle nous avons des résultats expérimentaux (13). Dans le cas de la traction uniforme $h = 1$, ainsi $\epsilon_{D_0} = (W_0/V)^{1/m}$.

Pour un béton courant, nous avons trouvé $m = 6,5$ et $W_0 = 3,5 \cdot 10^{-25} \text{ cm}^3$. Les valeurs numériques obtenues montrent que les tendances, calculs et expériences, sont les mêmes (ϵ_{D_0} est la déformation au pic de contrainte).

L'utilisation de ce concept dans un calcul par éléments finis ne pose aucune difficulté particulière, puisqu'il s'appuie sur un calcul élastique. L'atteinte du seuil d'endommagement dans l'élément le plus sollicité ($\tilde{\epsilon}_M$) est obtenue lorsque:

$$\tilde{\epsilon}_M \sum h_m \Delta V_i = W_0 \Delta V_i, \text{ volume de l'élément } i$$

ce qui est équivalent à:

$\sum \tilde{\epsilon}_i \Delta V_i = W_0$. $\tilde{\epsilon}_i$, déformation équivalente dans l'élément i .

Sur ce principe, combiné au modèle d'endommagement présenté plus haut, nous avons obtenu un certain nombre de résultats concernant des essais de traction et de flexion de différentes dimensions (12). La figure 10 indique les valeurs de charge de ruine moyennes obtenues, d'une part par calcul, d'autre part par expérience. Les paramètres du modèle ont été « calés » sur la série expérimentale la plus conséquente (15 poutres) et utilisés tels quels pour les autres, les prévisions obtenues sont comme on le constate de bonne qualité.

3.3. Description des effets de structure par une analyse multi-échelle de l'endommagement

Dans son principe, l'approche multi-échelle consiste à raisonner à deux niveaux d'échelles:

- l'échelle des dégradations au sein du milieu hétérogène (échelle mésoscopique);
- l'échelle de la représentation macroscopique dans le cadre de la mécanique des milieux continus.

L'idée principale consiste à intégrer dans la représentation macroscopique les particularités de l'endommagement au niveau mésoscopique pour lequel nous avons évoqué en 1.3 la notion de largeur caractéristique de la zone de localisation de l'endommagement (l_D). Cette notion est étendue dans un contexte tridimensionnel à l'idée d'un volume représentatif (sphère de diamètre l_D).

Dans une approche « tridimensionnelle », la détermination de l'endommagement en un point d'une structure est faite à partir de la valeur locale de la sollicitation (ici la déformation équivalente $\tilde{\epsilon}$). Dans l'approche « multi-échelle » cette détermination se fera à partir de la valeur « moyennée » de la sollicitation sur le volume représentatif ($\tilde{\epsilon}$). La figure 11 schématise la présentation de ces deux approches, la « moyenne » choisie pour $\tilde{\epsilon}$ est pondérée par l'intermédiaire d'une gaussienne g comme indiquée sur le schéma.

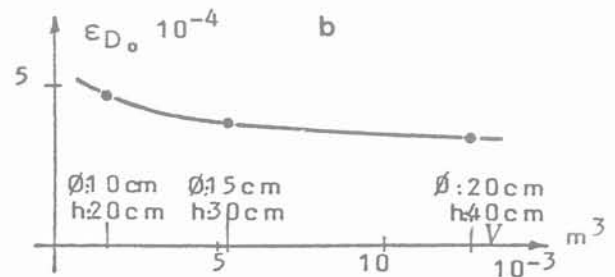
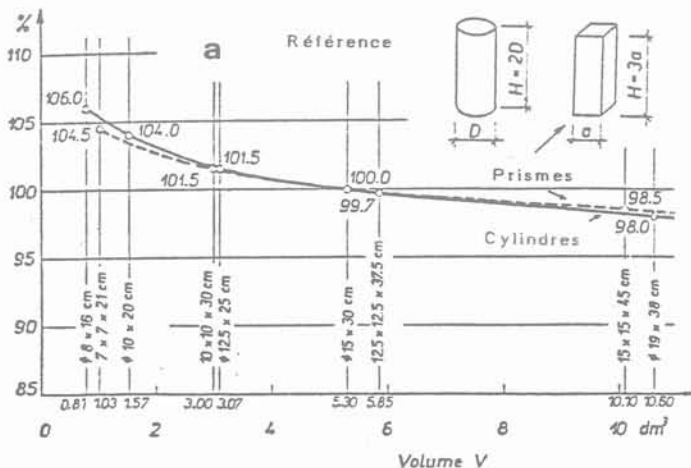


Fig. 9. — Effet de volume en traction uniaxiale.
a. résultats expérimentaux (13)
b. calcul prévisionnel (12)

Fig. 9. — Volume effect in tensile loading.
a. experimental results (13)
b. predictive calculation (12)

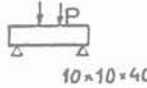
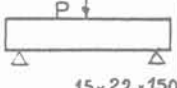
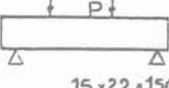
dim: cm					
P: ruine s: écart type.			10×10×40	15×22×150	15×22×150
CALCULS	ϵ_{D_0}	5,61 10 ⁻⁵	9,90 10 ⁻⁵	7,24 10 ⁻⁵	6,17 10 ⁻⁵
	P_{max} KN	13,2	11,3	9,9	14,8
	$S(\epsilon_{D_0})$	1,01 10 ⁻⁵	1,78 10 ⁻⁵	1,31 10 ⁻⁵	1,12 10 ⁻⁵
	$S^*(P_m)$ KN	2,4	1,7	1,3	1,6
EXPERIENCES	Nombre d'essais	3	15	3	5
	$\bar{P}_{max}$ KN	13,4	11,3	9,6	15,3
	$s(P_m)$	1,7	0,8	0,5	0,5

Fig. 10. — Concept de l'effet de volume appliqué à plusieurs types de structures montrant les performances du calcul prévisionnel.
Fig. 10. — Volume effect concept applied to different types of structures showing the predictive calculation performances.

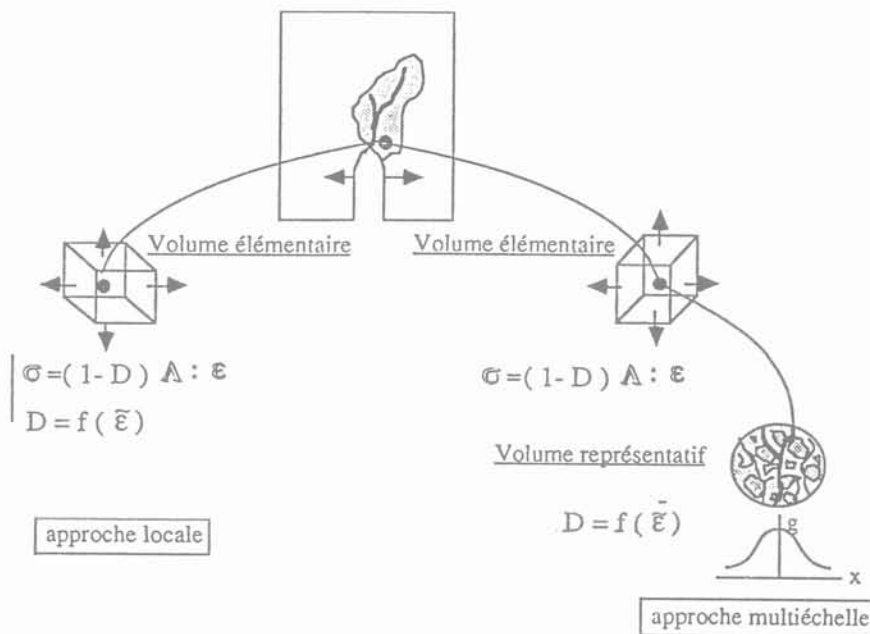


Fig. 11. — Nuances entre l'approche locale de la description de l'endommagement et l'approche multi-échelle.
Fig. 11. — Differences between the local approach of damage and the multiscale approach.

Ainsi, la manière de déterminer l'endommagement est la suivante:

- à partir du champ de déformation, calcul des $\tilde{\epsilon}$ locaux;
- détermination de la déformation équivalente moyennée au sein du volume représentatif V_D ,

$$\bar{\tilde{\epsilon}} = \int V_D g \tilde{\epsilon} dV / \int V_D g dV;$$

- détermination de l'endommagement, $D = f(\bar{\tilde{\epsilon}})$.

Cette technique intégrée dans un calcul éléments finis nécessite pour chaque point d'intégration la détermination préalable de son voisinage au sens du volume représentatif de façon à permettre en chacun de ces points, le calcul de $\bar{\tilde{\epsilon}}$ donc de D (14, 15).

Nous présentons figure 12 les résultats obtenus sur une série de trois poutres, entaillées en leur centre

sur la moitié de la hauteur, et dont les dimensions sont dans des rapports 1, $\sqrt{2}$, $\sqrt{3}$. Les courbes effort-flèche de la figure 12a montrent les comparaisons expériences-calculs qui ont été menées à partir des mêmes paramètres, identifiés sur la base des données concernant le matériau et les résultats obtenus avec la petite poutre. Ces essais ont été réalisés à l'Université de LUND (Suède) (16).

La description des comportements met en évidence la qualité prévisionnelle du modèle, par ailleurs il montre sa capacité à décrire correctement l'effet d'échelle, comme l'indique la figure 12b. Cette figure reprend la présentation proposée par BAZANT (fig. 3). Dans un diagramme log-log, nous avons reporté en ordonnée la contrainte nominale à rupture σ_N , calculée sur la base d'un modèle élastique fragile, et en abscisse la dimension de l'échantillon d. L'effet d'échelle apparaît dans le fait que σ_N diminue avec la dimension, ce qui signifie que la charge de ruine

ne respecte pas l'homothétie dimensionnelle des poutres. Sur ce même diagramme apparaissent les points expérimentaux, et différents points de calculs :

- ceux correspondants au calcul multi-échelle;
- ceux correspondants à un calcul élastique linéaire fragile (calés sur la petite poutre);
- ceux correspondants à un calcul utilisant la mécanique linéaire de la rupture (calés sur la grosse poutre).

On retrouve les tendances exprimées par BAZANT, et confirmées par d'autres auteurs (2), selon lesquelles les structures de grandes dimensions respectent un critère de type mécanique linéaire de la rupture, ceci étant justifié par le fait que la zone endommagée est petite par rapport à l'échelle de la structure. Dans le calcul multi-échelle, cette zone est en relation avec la taille du volume représentatif qui, étant une caractéristique du matériau, est une constante pour tous les spécimens. Ainsi, en valeur relative, la zone endom-

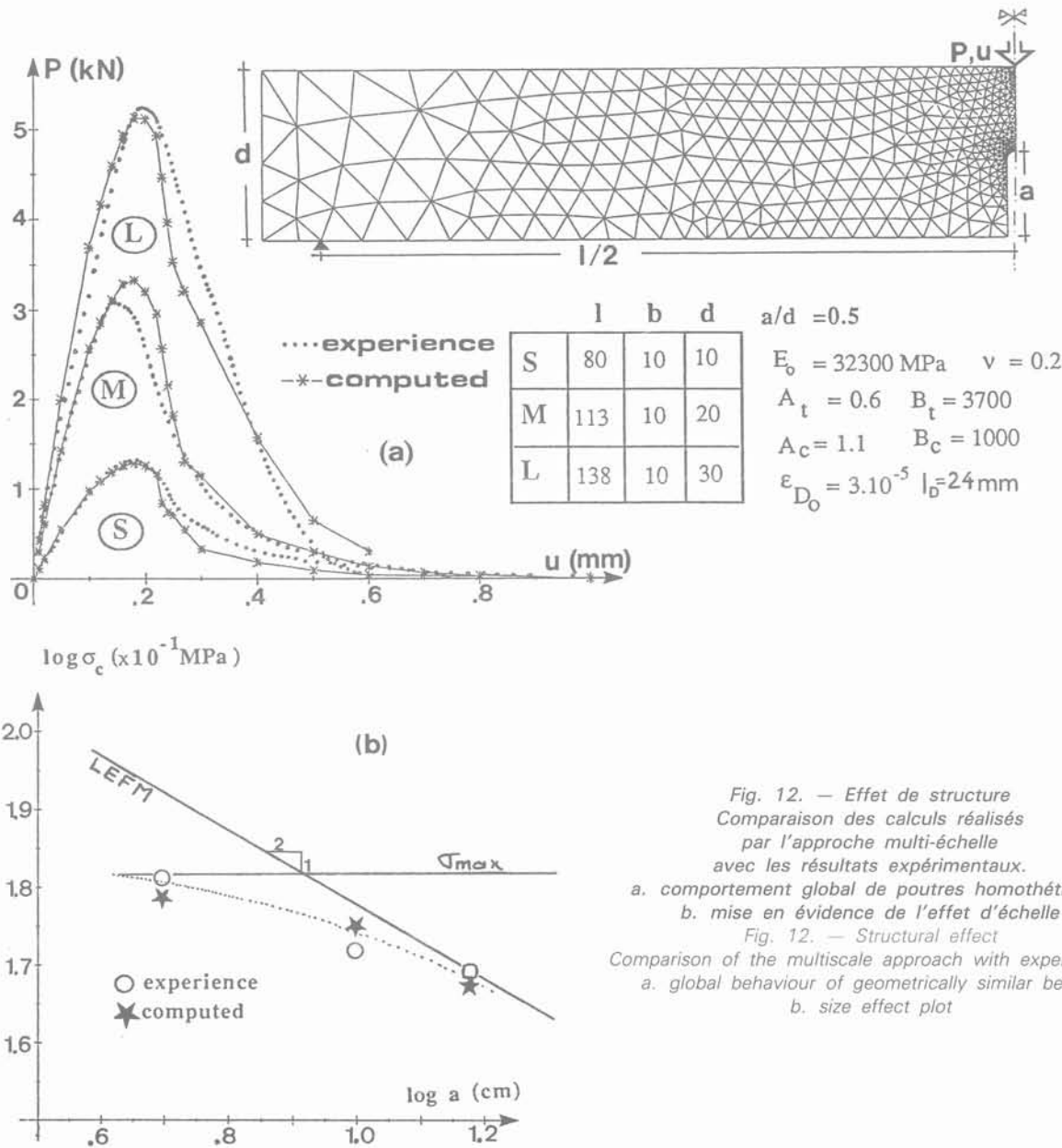


Fig. 12. — Effet de structure
Comparaison des calculs réalisés
par l'approche multi-échelle
avec les résultats expérimentaux.
a. comportement global de poutres homothétiques
b. mise en évidence de l'effet d'échelle
Fig. 12. — Structural effect
Comparison of the multiscale approach with experiments.
a. global behaviour of geometrically similar beams
b. size effect plot

magée simulée est d'autant plus petite que la poutre est grosse et la description de l'effet d'échelle est assurée.

4. CONCLUSIONS

Selon nous, la notion « d'effet d'échelle » n'est pas un caractère intrinsèque des structures. Cette notion est en relation directe avec la modélisation qui la fait apparaître et met en évidence une carence des modèles vis-à-vis des phénomènes physiques qui sont à décrire.

Le problème qui se pose pour le béton est le fait que la description habituelle du comportement s'effectue au moyen de la mécanique des milieux continus et homogènes, or le matériau est un milieu discontinu (car originellement microfissuré et poreux) et hétérogène (car comportant un squelette granulaire).

Nous avons montré ici que ces deux caractères pouvaient mécaniquement se traduire par :

— une distribution aléatoire des résistances locales, responsable d'un « effet de volume » ;

— un étalement de la zone de localisation des dommages à rupture sur une largeur caractéristique fonction de la taille des hétérogénéités ; cette particularité est responsable d'un « effet de structure ».

La prise en compte de ces phénomènes, dans une modélisation basée sur la mécanique de l'endommagement, est faite l'une par une détermination probabiliste du seuil d'endommagement, l'autre par une détermination « bi-échelle » de l'endommagement.

Les calculs prévisionnels présentés montrent l'intérêt de l'approche pour représenter les différents effets liés à l'échelle de l'élément de matériau ou de la structure considérée.

REMERCIEMENTS

Nous remercions les membres du groupe génie civil du LMT et plus particulièrement C. SAOURIDIS pour les travaux réalisés et les discussions fructueuses qui ont servi à étayer notre argumentation.

BIBLIOGRAPHIE

1. L'HERMITTE R. (1973), *Influence de la dimension absolue sur la résistance à la flexion*. Annales de l'ITBTP, n° 309-310, pp. 39-41.
2. BENKIRANE M. (1982), *Propagation d'une fissure dans le béton précontraint*. Thèse de Docteur Ingénieur, Université Technologique de Compiègne.
3. BAZANT Z.P. (1986), *Mechanics of distributed cracking*. Applied Mechanics Review, vol. 39, n° 5, pp. 673-705.
4. CARPINTERI A., BOCCA P., VALENTE S. (1988), *Size effects in the mixed mode crack propagation: softening and snap-back analysis*. Proc. of the Int. Cong. on fracture and damage of concrete and rock, Vienne, Edit. H.P. ROSSMANN, Publ. Pergamon (in press).
5. MASO J.C. (1982), *La liaison pâte-granulats*. In « Le Béton hydraulique », chapitre 14, Presses de l'ENPC, Paris, pp. 247-259.
6. DHIR R.H., SANGHA M. (1974), *Development and propagation of microcracks in plain concrete*. Matériaux et Constructions, n° 37, pp. 17-23.
7. Mc CLINTOCK F.A., ZARVEL J.R. (1979), *An analysis of the mechanics and statistics of brittle crack initiation*. Int. Journal of fracture, vol. 15, n° 2, pp. 107-108.
8. WEIBULL W. (1951), *A statistical distribution function of wide applicability*. J. of Applied Mechanics, vol. 18, n° 3, pp. 293-297.
9. ROSSI P., RICHER S. (1987), *Numerical modelling of concrete cracking based on a stochastic approach*. Materials and Structures RILEM, n° 119, pp. 334-337.
10. KNAB L.I., JENNINGS H., WALKER H.N., CLIFTON J.R., GRIMES J.W. (1986), *Techniques to observe the fracture zone in mortar and concrete, fracture toughness and fracture energy of concrete*. Ed. by WITTMANN F.H., ELSEVIER Pubs., pp. 241-247.
11. ROELFSTRA P.E., SADOUKI H. (1986), *Fracture process in numerical concrete, fracture toughness and fracture energy of concrete*. Ed. by WITTMANN F.H., ELSEVIER Pubs., pp. 105-116.
12. MAZARS J. (1984), *Application de la mécanique de l'endommagement au comportement non linéaire et à la rupture du béton de structure*. Thèse de Doctorat d'Etat, LMT, Paris 6.
13. KADLECEK V., SPETLA Z. (1967), *Effect of size and shape of test specimens on the direct tensile strength of concrete*. Bulletin RILEM, n° 36 (septembre 1967), pp. 175-184.
14. SAOURIDIS C., MAZARS J. (1989), *A multiscale approach to distributed damage and its usefulness for capturing structural size effect*. Cracking and damage : strain localization and size effects, ed. by MAZARS J. and BAZANT Z.P., ELSEVIER Pubs, pp. 391-403.
15. SAOURIDIS C. (1988), *Identification et numérisation objectives des comportements adoucissants: une approche multi-échelle de l'endommagement du béton*. Thèse de Doctorat d'Université, LMT, Paris 6.
16. HORVATH R., PERSSON T. (1984), *The influence of the specimen size on the fracture energy of concrete*. Report TVBM-5005, Lund Institut of Technology, LUND-SWEDEN.