



HAL
open science

Dimensionnement de structures sous impacts : du comportement des matériaux à la simulation numérique

Fabrice Gatuingt

► **To cite this version:**

Fabrice Gatuingt. Dimensionnement de structures sous impacts : du comportement des matériaux à la simulation numérique. Matériaux. École normale supérieure de Cachan - ENS Cachan, 2009. tel-00630729

HAL Id: tel-00630729

<https://theses.hal.science/tel-00630729v1>

Submitted on 10 Oct 2011

HAL is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.



MEMOIRE EN VUE DE L'OBTENTION DE
L'HABILITATION A DIRIGER DES RECHERCHES
DE L'ÉCOLE NORMALE SUPÉRIEURE DE CACHAN

Présenté par

Fabrice GATUINGT

Spécialité :

SCIENCES POUR L'INGÉNIEUR

Sujet du mémoire :

**Dimensionnement de structures sous impacts : du
comportement des matériaux à la simulation numérique**

Soutenue à Cachan le 3 Décembre 2009 devant le jury composé de :

Jean-Marie REYNOUARD	INSA Lyon	Président du Jury
Laurent DAUDEVILLE	Université Joseph Fourier de Grenoble	Rapporteur
Jean-François MOLINARI	École Polytechnique Fédérale de Lausanne	Rapporteur
François TOUTLEMONDE	LCPC Paris	Rapporteur
Olivier ALLIX	ENS de Cachan	Examineur
Daniel COUTELLIER	Université de Valenciennes	Examineur

LMT-Cachan

ENS Cachan/CNRS/UPMC/PRES UniverSud Paris
61, avenue du Président Wilson
94235 CACHAN CEDEX

Avant Propos

L'objectif de ce mémoire est de faire une présentation synthétique des activités de recherche que j'ai menées au sein du LMT Cachan depuis neuf ans et de mettre en avant le fil conducteur du travail réalisé. Ce travail est la synthèse de collaborations avec différents chercheurs, industriels, doctorants et stagiaires de M2. Trois thèmes principaux seront développés ici. Ils concernent, comme le titre du mémoire l'indique, la modélisation mécanique et numérique de structures soumises à un impact. Afin de pouvoir proposer des méthodes prédictives de dimensionnement, je me suis attaché à aborder les trois éléments de bases : la modélisation du matériau, l'expérimentation sur structures et la modélisation numérique.

En plus de ma notice individuelle, ce document présente donc les principaux résultats obtenus dans chacune des trois thématiques suivantes :

- Développement de lois de comportement adaptées à la dynamique
- Calculs sur structures industrielles
- Caractérisation expérimentale

Pour chacun de ces trois thèmes, les motivations du travail et les principaux apports sont présentés en compléments de la copie d'un article représentatif des activités menées.

La première partie est consacrée au premier thème de recherche développé, à savoir la modélisation du comportement des matériaux, tout particulièrement le béton, soumis à des sollicitations dynamiques. Je présenterai dans celui-ci un bref rappel du modèle développé lors de ma thèse de doctorat et qui a servi de base de travail pour une thèse que j'ai co-encadrée. Dans un deuxième temps, je présenterai un modèle d'endommagement anisotrope qui a fait l'objet de nombreux développements et publications ces dernières années. Enfin, je finirai par présenter un modèle utilisé pour les matériaux composites et que j'ai été amené à utiliser.

Le second chapitre vise à présenter mes principales contributions concernant le développement de méthodes multiéchelles pour la représentation des matériaux et/ou de structures sous chargement sévère. Ainsi, je commencerai par présenter une approche où le matériau n'est plus considéré comme homogène mais constitué d'une matrice et d'inclusions plus ou moins rigides. Ensuite je m'attarderai un peu plus sur deux méthodes numériques développées pour la modélisation de structure. Ces deux méthodes sont le fruit de mon passage dans le secteur "Structures et Systèmes" du LMT Cachan pendant 4 ans. Ceci m'a permis d'étoffer le champ de mes connaissances dans les matériaux composites et dans la méthode LATIN développée au laboratoire.

La troisième partie est liée au développement d'outils de calcul prédictifs pour les

problèmes d'impact. C'est pourquoi je commencerai par présenter des essais sur tour de chute que nous avons développés en collaboration avec le CEA Saclay. Ces essais nous ont ensuite été utiles pour montrer les capacités de prédictions des différentes modélisations développées. Ceci a été confirmé par la simulation d'essais de souffle et d'impact de réacteur d'avion sur des dalles en béton armé réalisés dans les années 90.

Finalement, quelques perspectives sur mes activités de recherche sont proposées à la fin de ce document. Cette dernière partie présente notamment les activités de recherche et d'encadrement qui débute cette année.

L'annexe correspond à mon dossier professionnel. Il contient, en plus de mon *Curriculum Vitae*, mon implication dans divers contrats de recherche, mes activités d'encadrement, ainsi que la liste de mes publications scientifiques.

Table des matières

Introduction	9
1 Lois de comportement adaptées aux sollicitations dynamiques	11
1.1 Comportement expérimental des matériaux étudiés	11
1.2 Equations constitutives	16
1.3 Conclusions	25
2 Modélisation multiéchelles de structures hétérogènes en dynamique	51
2.1 Le béton comme matériau hétérogène	52
2.2 Outils numériques de simulation de structures	55
2.3 Conclusions	64
3 Impact sur structures : de l'essai à la simulation	89
3.1 Essai d'impact sur tour de chute	89
3.2 Simulation d'impact	97
3.3 Conclusions	102
4 Conclusions et Perspectives	125
Bibliographie	127
Annexe : Notice Individuelle	133

Table des figures

1.1	Augmentation de la résistance à la compression en fonction de la vitesse de déformation (d'après [Bischoff et Perry, 1991])	12
1.2	Augmentation de la résistance à la traction en fonction de la vitesse de déformation (d'après [Brara et Klepaczko, 1997])	13
1.3	Description de l'échantillon de béton confiné	15
1.4	Micrographie d'une vue en coupe d'un composite stratifié	15
1.5	Propagation du délaminage entre deux plis d'un composite stratifié	15
1.6	Micrographie d'une vue en coupe du couplage complexe des modes d'endommagement pour un essai de traction sur plaque trouée	16
1.7	Surfaces seuils du modèle dans l'espace de contraintes, d'après [Hervé, 2005]	18
1.8	Réponse du modèle en traction et compression simple	21
1.9	Réponse du modèle en traction pour $\dot{D}_\infty = 5.10^5 s^{-1}$ et $b = 1$	23
1.10	Définition des interfaces [Allix et Ladevèze, 1992].	23
1.11	Utilisation d'un modèle d'endommagement dépendant du temps pour simuler un essai de fissuration en mode II [Guimard <i>et al.</i> , 2009] : (a) courbes force globale <i>vs.</i> déplacement, (b) : vitesse locale de fissuration <i>vs.</i> longueur de fissure.	25
2.1	Un exemple de maillage EF pour la représentation exacte de la microstructure d'un matériau poreux (d'après [Markovič, 2004])	52
2.2	Structure hétérogène au comportement élasto-plastique avec des inclusions élastiques (d'après [Markovič, 2004])	53
2.3	Element fini non conforme représentant deux phases	53
2.4	Courbe contrainte <i>vs</i> déformation pour le modèle élasto-plastique endommageable en 1D	54
2.5	Modélisation d'une poutre constituée d'un matériau hétérogène en flexion trois points par un modèle combinant les représentations microscopique et macroscopique	55
2.6	Structure type utilisée dans les simulations de choc sur composite (Airbus)	56
2.7	Cas test : (a) structure étudiée et (b) effort appliqué	58
2.8	Etendue du délaminage à deux instants du calcul	58
2.9	Etude de raffinement de maillage : (a) comparaison de l'évolution de l'endommagement au point A et (b) courbe de comportement au point B (c.f. figure 2.10)	59
2.10	Maillage du problème	60

2.11	Comparaison avec le calcul de référence : (a) avancée du délaminage dans l'interface au cours du temps et (b) évolution de l'endommagement au cours du temps aux points A et B (c.f. figure 2.10)	60
2.12	Couplage entre un modèle fin au milieu et un seul élément coque sur les bords	61
2.13	Evolution de la déformation ϵ_{zz} dans l'épaisseur de la plaque au cours du temps	61
2.14	Comparaison de l'évolution de l'endommagement le long de l'interface entre la solution de référence et la solution avec Décomposition de Domaine	62
2.15	Evolution de la modélisation (a) en fonction de la propagation du délaminage (b)	62
2.16	Vision micro (sous-structure) / macro (échelle globale) du problème traité	63
2.17	Vision LaTIn de notre approche multi-échelle	63
3.1	Dispositif expérimental du CEA Saclay	90
3.2	Mesure de la force de choc	91
3.3	évolution de la fissuration, essai brésilien B10	92
3.4	Champ de déplacement horizontal essai B10 en pixels calculé par le logiciel CORRELI	92
3.5	Champ de déplacement vertical essai B10 en pixels calculé par le logiciel CORRELI (échelle différente pour chaque vue).	93
3.6	Faciès de rupture en flexion	94
3.7	Evolution de la dégradation de la poutre P1	95
3.8	Champ de déplacement vertical mesuré par corrélation d'images (logiciel CORRELI)	95
3.9	Evolution de la dégradation de la poutre P3	96
3.10	Propagation de l'endommagement D_{yy}	98
3.11	Evolution de la force d'impact pour les impacts sur poutre	98
3.12	Carte d'endommagement avec le modèle anisotrope pour la poutre courte sans cadres P3	100

Introduction

Le dimensionnement de structures soumises à un impact est encore de nos jours un point dur – et pourtant crucial – pour un ingénieur de bureau d'étude. Les codes de calculs industriels actuels ainsi que les lois de comportement utilisées ne permettent pas d'appréhender dans sa globalité le problème. Deux possibilités sont alors offertes à l'ingénieur :

- l'utilisation de formules plus ou moins empiriques associées à des modélisations simplifiées
- simulations numériques du problème local de l'impact avec peu ou pas d'influence du reste de la structure (réponse globale) sur la réponse locale.

Prenons par exemple le cas de l'impact d'un avion sur une structure en béton armée. Ce problème a été depuis longtemps étudié par l'ingénierie dans le cas d'installations sensibles (centrale nucléaire, ...) mais restait un cas de chargement peu probable pour les autres bâtiments. Depuis les événements du 11 septembre 2001, la probabilité d'un acte terroriste a non seulement changé la nature des avions à étudier mais a également amené la communauté internationale à se poser ce type de problème pour des bâtiments de toutes natures. Les méthodes utilisées jusqu'à présent pour représenter les projectiles classiques [Riera, 1989] ne sont pas immédiatement transposables aux avions d'aussi grande taille et déformables que sont les avions commerciaux. De même, les méthodes de dimensionnement classiques [CEB, 1988] ne sont plus adaptées dans ces cas là. Il est donc important de pouvoir fournir de nouveaux "outils" qui leur permettront d'avoir une plus grande confiance dans leur calcul. C'est pourquoi l'objet de mes travaux a été de développer des modèles de comportement pour le béton aussi prédictifs et fiables que possible pour dimensionner un élément de structure soumis à un impact. De même, afin de calculer l'ensemble de la structure, ces travaux ont débouché sur un outil de dimensionnement pour conduire à moindre coût la simulation de l'impact d'un avion sur une structure complète de même échelle que celui-ci [Hervé, 2005].

Le problème est exactement le même si l'on s'intéresse à l'impact d'un oiseau sur le fuselage en composite des futurs avions commerciaux. Un des modes d'endommagement le plus important dans ce cas de figure est celui du délaminage en choc "mou", délaminage qui présente la particularité d'être très étendu et de ne pas être visible. Or à l'heure actuelle, la simulation de très grands délaminages en dynamique de façon réaliste est totalement hors de portée des codes industriels et même des codes recherches les plus avancés en raison des aspects multi-échelle spatio-temporels particulièrement marqués du problème. Le contexte extrêmement non linéaire de la propagation de plusieurs fissures de grandes dimensions ajoute également un niveau de

complexité considérable. Le couplage très fort des aspects locaux et globaux du phénomène fait qu'il n'existe pas aujourd'hui de méthodologie permettant de simuler un tel phénomène. L'objet de la thèse de C. Duplex en co-encadrement avec O. Allix est d'essayer d'apporter une réponse à ce problème.

Mes activités de recherche se sont donc articulées autour de deux grands axes : le développement de lois de comportement adaptées aux besoins de l'ingénierie et les simulations numériques liées à l'utilisation de celles-ci sur des problématiques réelles et concrètes de dimensionnement de structures. Ainsi, lorsque l'on s'intéresse aux impacts sur structure, la dégradation de la structure sous l'impact influe fortement sur la façon dont le reste de celle-ci va être sollicitée. Il est donc important de pouvoir mener une étude qui puisse couvrir l'ensemble de ces phénomènes, chose encore inaccessible dans la plupart des dimensionnements – et/ou vérifications – réalisés en bureau d'étude. Dans ce cadre, il apparaît nécessaire d'avoir une bonne compréhension des phénomènes locaux au sein du matériau sous l'impact mais également de pouvoir calculer la réponse globale de la structure. J'ai ainsi pu dans ces thématiques participer à l'encadrement de 5 thèses de doctorat.

Les résultats obtenus ont permis de fournir à l'ingénierie des modèles de comportement fiables et robustes ainsi que des méthodes numériques innovantes. Il est ainsi possible d'envisager pouvoir utiliser des simulations numériques complexes pour le dimensionnement de structures. Ceci constitue l'apport le plus important de mon travail.

Chapitre 1

Lois de comportement adaptées aux sollicitations dynamiques

1.1 Comportement expérimental des matériaux étudiés

1.1.1 Le béton

Maîtriser le comportement du béton pour de grandes vitesses de déformation s'avère important pour de nombreuses applications. Ainsi, certaines structures ont à être dimensionnées pour des problèmes d'impact ou de chargement impulsif : les abris, les bunkers de munitions, les structures pare-bloc des routes de montagne, les structures pour protéger les piles de ponts contre l'impact de navires, les explosions accidentelles. Sous ces conditions de chargement, la dépendance du comportement à la vitesse de déformation et un niveau plus ou moins élevé de pression hydrostatique modifie profondément le comportement quasi-statique du béton.

L'obtention de données expérimentales sur le comportement du béton en dynamique est ainsi un problème ancien puisque les premiers essais de compression dynamique datent de la première guerre mondiale [Abrams, 1917].

Par opposition aux essais quasi-statiques, pour lesquels la vitesse de déformation uniaxiale $\dot{\epsilon}$ est de l'ordre de 10^{-6} à 10^{-4} s⁻¹, nous allons nous intéresser aux essais dynamiques où la vitesse de déformation sera supérieure à 1 s⁻¹.

Pour réaliser un essai de compression dynamique on utilise généralement les barres de Hopkinson [Hopkinson, 1914] qui permettent de réaliser le plus simplement possible un essai dynamique. Le dispositif, tel qu'il est couramment utilisé, est dû à Kolsky [Kolsky, 1953]. Ce dispositif expérimental permet de soumettre un matériau à une compression dynamique ($\dot{\epsilon} = 100$ s⁻¹ à 1000 s⁻¹). Il a connu de nombreux développements qui ont permis de réaliser des essais de traction directe, des essais de traction par écaillage, mais également des essais de flexion ou de cisaillement.

De nombreux auteurs se sont ainsi penchés sur ce problème, afin de mieux appréhender le comportement du béton en compression dynamique et de voir quelle pouvait être l'influence de la vitesse de chargement. Nous pouvons, par exemple, citer Bischoff et Perry [Bischoff et Perry, 1991] qui ont montré, à l'aide d'une importante synthèse bibliographique illustrée en figure 1.1, qu'il existait une augmentation de la résistance en compression du béton lorsque la vitesse de déformation augmentait. Ils

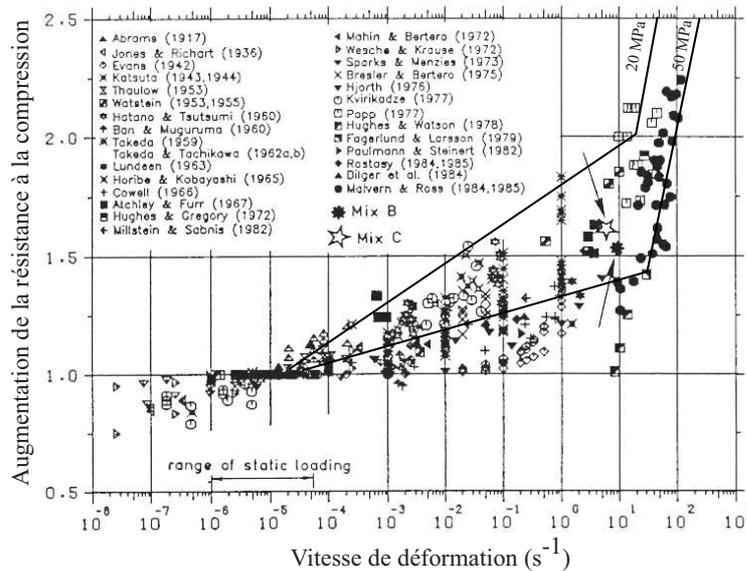


FIG. 1.1 : Augmentation de la résistance à la compression en fonction de la vitesse de déformation (d'après [Bischoff et Perry, 1991])

ont de plus mis en évidence que l'on pouvait distinguer deux régimes différents (voir figure 1.1) dans l'évolution de l'augmentation relative de résistance en compression (rapport résistance dynamique/résistance statique). L'existence même de ces deux régimes tend à prouver qu'il existe deux types de mécanismes qui entrent en jeu dans ce phénomène :

- Le premier régime correspond à une plage de variations de la vitesse de déformation comprise entre le régime quasi-statique et $\dot{\epsilon} < 10 \text{ s}^{-1}$. Pour cette plage de variations, on multiplie par 1,5 la résistance en compression quand on passe de $\dot{\epsilon} = 10^{-6} \text{ s}^{-1}$ à $\dot{\epsilon} = 10 \text{ s}^{-1}$ (soit 7 décades). La plupart des auteurs sont d'accord pour attribuer cette légère augmentation de résistance à un effet de viscosité liée à la présence d'eau dans les pores du béton [Rossi, 1991, Toutlemonde, 1994].
- Le second régime pour lequel la vitesse de déformation $\dot{\epsilon}$ est $> 10 \text{ s}^{-1}$. Ici, où il semble que l'on puisse multiplier par quatre la résistance du béton en passant de $\dot{\epsilon} = 10 \text{ s}^{-1}$ à $\dot{\epsilon} = 10^3 \text{ s}^{-1}$ (soit seulement 2 décades), différentes études montrent que cette augmentation de résistance est d'origine structurelle [Bailly, 1994], [Le Nard et Bailly, 1996], [Dubé *et al.*, 1997] (état de contrainte non homogène dans l'éprouvette). En effet, pour les vitesses de sollicitation importantes, les forces d'inertie génèrent des contraintes radiales non négligeables qui agissent comme une pression de confinement [Kotsovos, 1983]. On peut également considérer que cette augmentation de la résistance est due à une diminution de la microfissuration [Suaris et Shah, 1984]. Il semble en effet que l'on retarde l'apparition des micro-fissures [Sercombe, 1997] lorsqu'on augmente la vitesse de déformation. Des études récentes [Denoual, 1998], réalisées sur une céramique (comportement élastique fragile), montrent que plus la vitesse de déformation est élevée, plus la fissuration est diffuse (pas de localisation de la fissuration), ce qui augmente la résistance.

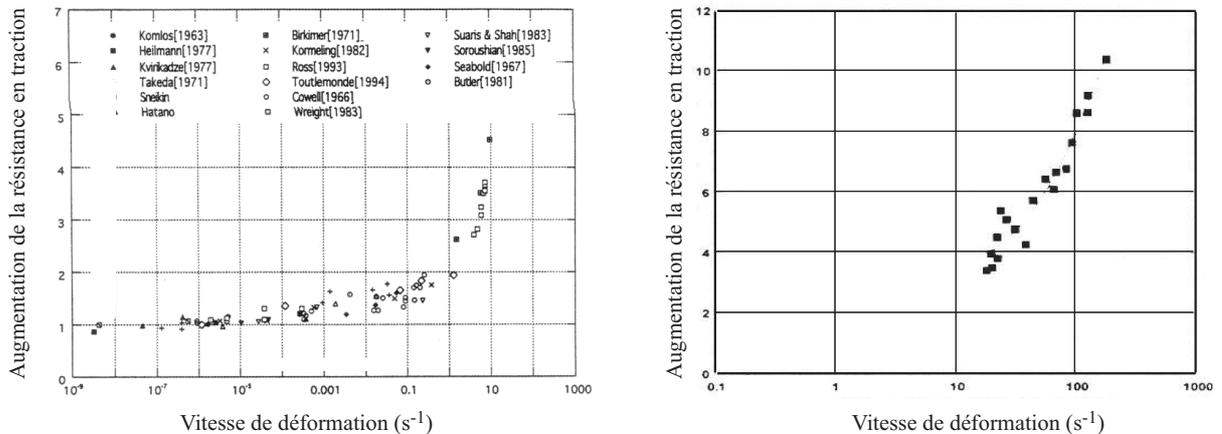


FIG. 1.2 : Augmentation de la résistance à la traction en fonction de la vitesse de déformation (d'après [Brara et Klepaczko, 1997])

En ce qui concerne l'évolution du module d'Young, la difficulté d'obtention d'une bonne mesure de celui-ci en dynamique, fait que peu de résultats sont disponibles. Il est cependant généralement admis que celui-ci reste constant ou augmente légèrement [Bischoff et Perry, 1991] quand la vitesse de déformation augmente (de l'ordre de quelques pourcents).

Tout comme pour le comportement en compression, les essais de traction ont été adaptés afin de pouvoir tester le matériau en dynamique. La technologie utilisée pour ces essais s'appuie essentiellement sur les barres de Hopkinson. Un essai de traction directe a ainsi été développé à l'Université de Delft. Il permet, grâce à l'utilisation de barres de gros diamètre, de tester des échantillons de diamètre suffisamment important pour être représentatif d'un comportement de béton. Cette technologie permet d'atteindre des vitesses de déformation maximales de l'ordre de 1 à 10 s⁻¹. Une version modifiée des barres de Hopkinson a, quand à elle, été développée à l'université de Metz (une seule barre est utilisée) et s'appuie sur la réflexion des ondes de compression au bout de l'échantillon qui se transforment en ondes de traction (traction par écaillage). A l'aide de cette technique Brara et Klepaczko [Brara et Klepaczko, 1997] ont obtenu des essais dans lesquels la vitesse de déformation est de l'ordre de 100 s⁻¹. Ils ont également réalisé une synthèse bibliographique des essais de traction réalisés depuis de nombreuses années (voir figure 1.2). Nous pouvons voir sur cette figure que l'on distingue, tout comme en compression, deux régimes distincts dans l'augmentation de la résistance à la traction en fonction de la vitesse de déformation. Dans les deux cas, l'augmentation semble être supérieure à celle obtenue en compression. Nous pouvons ainsi dire que pour une vitesse de déformation de l'ordre de 1 s⁻¹ nous avons une résistance à la traction qui est multipliée par deux, tandis que si la vitesse de déformation est de l'ordre de 100 s⁻¹ on multiplie la résistance par 10.

Cependant, contrairement à la compression, on ne peut pas aussi bien expliquer les phénomènes qui induisent une telle augmentation de résistance. Si pour le premier régime, il semble que ce soit, comme en compression, dû à la présence d'eau dans le matériau, le second régime ne peut pas s'expliquer de la même manière par des ef-

fets inertiels. Des simulations numériques [Camborde et Mariotti, 1999] de ces essais réalisées avec la méthode des éléments distincts, où le modèle de comportement ne présentait aucun effet visqueux, ont montré que l'on était incapable de simuler une augmentation de la résistance en traction, alors qu'en compression cette augmentation a été retrouvée. Il semble donc que les effets "inertiels" n'ont aucune influence en traction et qu'il faudrait plutôt utiliser la mécanique de la rupture pour comprendre les phénomènes qui interviennent (vitesse de fissuration finie). Les effets "inertiels" de traction entraînent, en effet, un état proche d'un état multiaxial de traction et donc, *a priori*, pas vraiment d'augmentation de résistance (vérifié expérimentalement en traction bi-axiale).

Lorsqu'il est soumis à une explosion très violente ou à impact balistique, le béton subit des sollicitations triaxiales très sévères qui induit une compaction du béton. La compaction du mortier et du béton est liée à deux phénomènes irréversibles qui agissent en parallèles : l'endommagement de la matrice de ciment et l'effondrement de la porosité du matériau. Des essais statiques sur mortier ont été menés au LMT par N. Burlion [Burlion, 1997] puis mis en œuvre sur des bétons par Vu [Vu, 2007]. Les courbes de comportement volumique obtenues commencent par une phase linéaire assez courte, suivie d'une diminution progressive du module tangent. Ensuite, le matériau se compacte de façon irréversible avec une augmentation de ce même module. En effet, lors de la charge, deux phénomènes sont présents simultanément : l'endommagement de la matrice de ciment qui fait diminuer le module de compressibilité du matériau tandis que l'effondrement de la porosité tend au contraire à augmenter la raideur du matériau. Le comportement volumique résulte donc du couplage entre un comportement élastique des grains et ces deux phénomènes aux effets opposés. Pour de faibles niveaux de contrainte moyenne, le phénomène d'endommagement de la matrice de ciment est dominant, ce qui entraîne une diminution graduelle du module tangent du matériau. Pour des niveaux de contrainte moyenne plus importants, la cohésion de la matrice de ciment devient plus faible, l'effondrement de la porosité du matériau augmente avec le confinement. Ceci conduit à une augmentation de la densité et du module tangent du matériau.

Afin de voir l'effet de la vitesse de chargement sur cette courbe de réponse du matériau a été développé un essai de compaction en collaboration avec le LMS lors de ma thèse – Le dépouillement amélioré des essais réalisés a donné lieu à un article présenté en fin de chapitre. De plus le principe expérimental a été repris et amélioré lors de la thèse de Safa [Safa, 2008]. – Le problème principal de cet essai réside dans la détermination du frottement entre la cellule de confinement et l'échantillon de béton (voir figure 1.3). En effet pour déterminer correctement le confinement à partir des mesures de déformations des jauges placées sur la cellule en acier nous devons faire des hypothèses sur la valeur de celui-ci. Une méthode indirecte, à l'aide d'une étude paramétrique, est en cours et sera détaillée au chapitre 3.

1.1.2 Les composites stratifiés

Lorsque l'on s'intéresse au dimensionnement de structure composite, un des aspects les plus importants est la prise en compte du délaminage [Johnson, 1985, Garg, 1988]. Ce délaminage apparaît principalement près des bords, des jonctions ou du

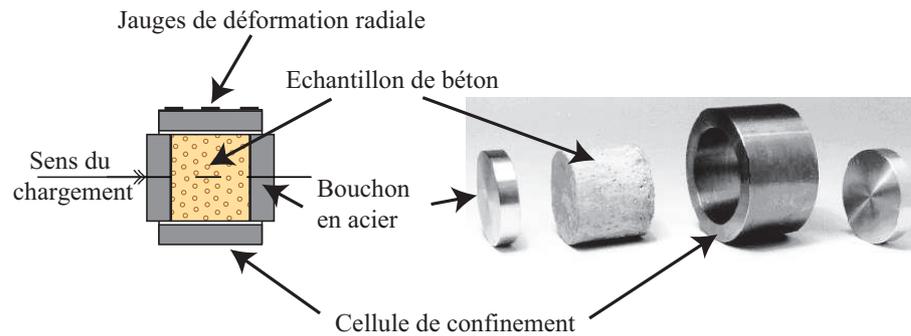


FIG. 1.3 : Description de l'échantillon de béton confiné

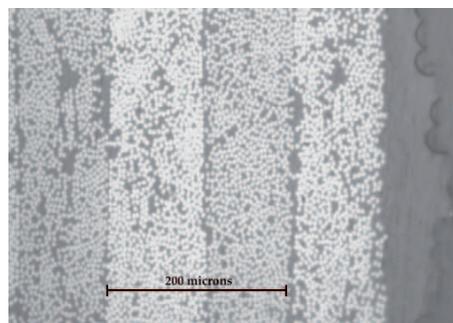


FIG. 1.4 : Micrographie d'une vue en coupe d'un composite stratifié

chargement extérieur (zone d'impact) ceci à cause du caractère largement tridimensionnel de l'état de contrainte dans ces régions [Herakovitch *et al.*, 1984, Herakovitch, 1998]. Il apparaît également rarement seul mais interagit avec d'autres mécanismes d'endommagement tels que l'endommagement de la matrice et la rupture de fibre [Crossman et Wang, 1982, Highsmith et Reifsnider, 1982, Talreja, 1985].

Dans le cas des composites stratifiés, on peut observer une zone – entre les différents plis – très riche en résine (voir figure 1.4). Dans la plupart des cas, l'endommagement puis un phénomène de décohésion s'initie et se propage dans cette région (figure 1.5). L'épaisseur de cette région est très petite comparée à celle des plis. De plus, sa répartition spatiale peut être assez aléatoire.

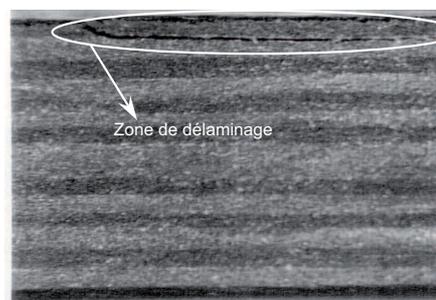


FIG. 1.5 : Propagation du délaminage entre deux plis d'un composite stratifié

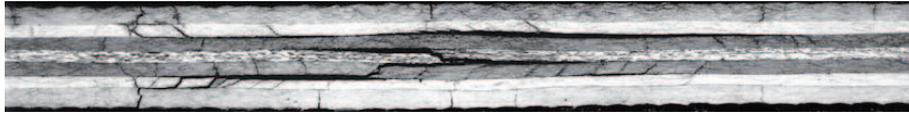


FIG. 1.6 : Micrographie d'une vue en coupe du couplage complexe des modes d'endommagement pour un essai de traction sur plaque trouée

Ces quelques remarques sur le comportement expérimental des composites stratifiés incite à voir les zones interpli comme des interfaces endommageables bidimensionnelle. Cette interface aura son propre comportement qui ne pourra pas être directement déduit du comportement de la résine. Par exemple, Corigliano *et al* [Corigliano *et al.*, 1998], ont montré que pour un composite PEI/Fibre de carbone soumis à un essai DCB (Double Cantilever Beam) l'interface exhibe un caractère visqueux nettement différent de celui observé pour la matrice en PEI. Il est donc primordial de pouvoir caractériser le comportement de cette interface indépendamment de la matrice. L'étude expérimentale de cette interface seule n'est pas aisée à cause de l'interaction qui existe entre le délaminage et les autres mécanismes d'endommagement qui peuvent apparaître dans le pli (voir figure 1.6).

Une des raisons des essais de rupture d'interface tel que l'essai DCB, est que l'endommagement se localise dans une seule interface ce qui en simplifie le dépouillement expérimental. Malheureusement, dans le cas des composites stratifiés croisés, l'endommagement ne se limite pas aux seuls interfaces [Allix et Ladevèze, 1992, Allix *et al.*, 1998]. De plus, ce type d'essai n'est pas suffisant pour obtenir toutes les propriétés de l'interface et en particulier celles relatives à l'initiation du délaminage. C'est pourquoi des essais permettant de mieux identifier celles-ci ont été développés [Allix, 2001].

1.2 Equations constitutives

1.2.1 Le béton et la dynamique

Modèle visco-plastique visco-endommageable

Les essais dynamiques réalisées sur le béton et précédemment présentés, impliquent que le calcul numérique d'éléments en béton doit être capable de représenter :

- la fissuration en traction
- la rupture en compression
- l'effet du confinement inertiel sur la contrainte ultime du matériau
- la compaction qui modifie le module d'élasticité et de cisaillement

Cela induit, sur le plan phénoménologique, la prise en compte dans la loi de comportement :

- des déformations irréversibles
- l'augmentation de la rigidité due à la compaction
- l'endommagement dû à l'ouverture de micro-fissures en traction

Le modèle de comportement initialement développé lors de mon doctorat [Gatuingt et Pijaudier-Cabot, 2002] permettait de prendre en compte tous ces phénomènes. Il a été repris par G. Hervé lors de son doctorat pour en améliorer l'implantation numérique dans le code de calcul aux éléments finis explicite LS-DYNA [Hervé, 2005]. Je vais en rappeler ici les grands principes ce qui permettra de mieux appréhender les résultats des simulations numériques qui seront présentés par la suite.

Le modèle d'endommagement utilisé découle du modèle de Mazars [Mazars et Pijaudier-Cabot, 1989]. Les surfaces seuil d'endommagement ont été écrites en fonction des déformations élastiques :

$$f_D^{t ou c}(\widehat{\epsilon}^e) = \widehat{\epsilon}^e - \kappa_0 - \frac{1}{A_{t ou c}} \left(\frac{D_{t ou c}}{1 - D_{t ou c}} \right)^{1/B_{t ou c}} \quad (1.1)$$

$$\widehat{\epsilon}^e = \sqrt{\Sigma \langle \epsilon_I^e \rangle} \quad (1.2)$$

La loi d'évolution de l'endommagement est une loi visqueuse de type Norton-Perzyna :

$$D_v^t = m_{D_t} \dot{D}_t^{\frac{1}{n_{D_t}}} \quad D_v^c = m_{D_c} \dot{D}_c^{\frac{1}{n_{D_c}}}$$

Comme pour le modèle de Mazars, on définit deux endommagements : un en compression D_c et un en traction D_t . L'endommagement D est alors défini comme une combinaison linéaire de ces deux termes :

$$D = \alpha_c D_c + \alpha_t D_t \quad (1.3)$$

avec α_c et α_t fonctions du type de sollicitation comme pour le modèle de Mazars.

Il existe dans ce modèle deux fonctions seuils qui diffèrent uniquement par les valeurs des paramètres matériaux : A_c et B_c en compression et A_t et B_t en traction. Il en est de même pour la loi d'évolution avec les paramètres m_D et n_D qui prennent des valeurs différentes suivant que l'on est en traction ou en compression. On introduit pour le modèle d'endommagement 9 paramètres en plus de ceux d'élasticité. L'influence de ces paramètres est décrite dans [Gatuingt, 1999].

La partie visco-plastique du modèle sert à reproduire les phénomènes observés sous un chargement sphérique. Les résultats expérimentaux montrent que sous ce type de sollicitations le comportement est sensible à la vitesse.

La surface seuil utilisée est le critère de Gurson modifiée par [Needleman et Tvergaard, 1984] qui s'écrit en fonction des invariants I_1 et J_2 du tenseur des contraintes :

$$F_{NT}(\boldsymbol{\sigma}, f^*) = \frac{3J_2}{\sigma_M^2} + 2q_1 f^* \cosh \left(q_2 \frac{I_1}{2\sigma_m} \right) - (1 + (q_3 f^*)^2) = 0 \quad (1.4)$$

f^* correspond à la porosité du béton, σ_M est la contrainte limite d'élasticité (incluant l'écroutissement) dans une matrice fictive sans vides et q_1, q_2, q_3 sont des paramètres du critère. L'influence de ces différents paramètres, est développée dans [Burlion, 1997].

La loi de viscoplasticité s'écrit alors :

$$\dot{\epsilon}^{vp} = \dot{\lambda} \frac{\partial F_{NT}}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \quad (1.5)$$

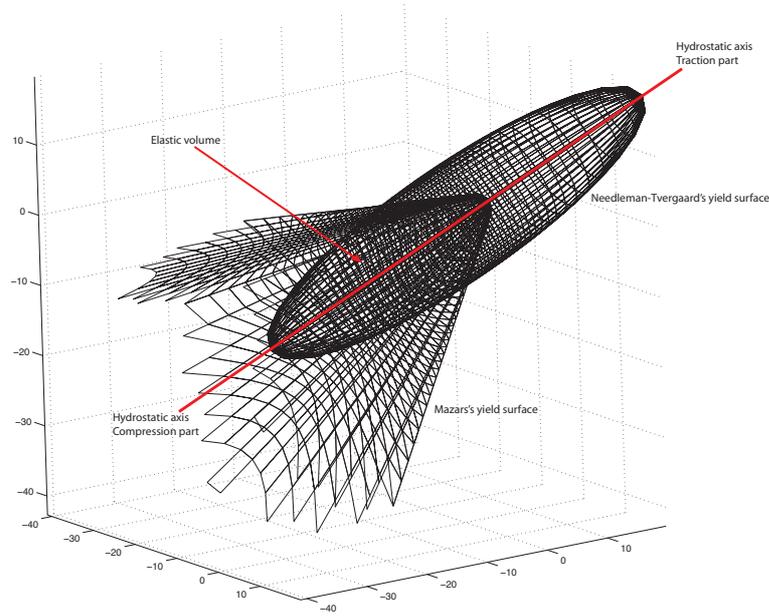


FIG. 1.7 : Surfaces seuils du modèle dans l'espace de contraintes, d'après [Hervé, 2005]

L'évolution des déformations plastiques équivalentes à la forme visco-plastique écrite par [Colantonio et Stainier, 1996]. Le multiplicateur plastique prend en compte l'endommagement D en considérant que l'endommagement correspond à la création des vides, leur augmentation et leur coalescence, et donc à la porosité du matériau f^* que l'on définit par $f^* = \frac{1}{2-D}$. L'expression du multiplicateur d'endommagement, exprimée en fonction de la porosité a pour expression :

$$\dot{\lambda} = \frac{f^*}{1 - f^*} \left\langle \frac{\partial F_{NT}}{m_{vp}} \right\rangle_{n_{vp}} \quad (1.6)$$

Lorsque f^* est nulle, ce qui correspond physiquement au cas où la porosité est entièrement refermée, on retrouve le comportement élastique. La diminution de la porosité est contrôlée par l'écoulement plastique. L'évolution des micro-vides au sein de la matrice est supposée liée à la déformation volumique irréversible.

Le couplage des deux modèles décrits précédemment conduit à la relation suivante :

$$\sigma = (1 - D)[K \text{tr} \epsilon^e \mathbb{I} + 2G \epsilon^e D] \quad (1.7)$$

où les modules de cisaillement et de compressibilité sont définis par homogénéisation de Mori Takana pour prendre en compte l'évolution de la porosité et peuvent être affectés par l'endommagement.

La figure 1.7 montre l'allure de la surface seuil pour ce modèle dans l'espace des contraintes. En traction, seule la surface seuil de Mazars est activée puisque celle-ci est atteinte beaucoup plus rapidement que celle de Gurson. Dans ce cas il n'y a pas de couplage entre la visco-plasticité et le visco-endommagement. En compression simple,

les deux surfaces entrent en compétition et c'est la valeur des différents paramètres qui déterminera laquelle sera activée. Lorsque les déformations restent constamment négatives (compression hydrostatique), on retrouve le modèle visco-plastique seul. Le modèle possède au total 19 paramètres à identifier avec des essais plus ou moins complexes.

Ce modèle permet de représenter le comportement d'une structure en béton soumise à un impact suffisamment important pour engendrer de la compaction. Lorsqu'il n'y en a pas, on retrouve tous les défauts d'un modèle d'endommagement isotrope pour modéliser un impact. En effet, les éléments directement sous l'impact s'endommagent très rapidement du fait des contraintes de compression importantes qui se développent dans cette zone. On y atteint l'endommagement maximal $D_{max} = 0,999$ très rapidement si bien que la raideur endommagée n'est plus égale qu'à 0,1 % de la raideur saine initiale. Si on continue d'appliquer un chargement sur ces éléments, ils peuvent se déformer de manière importante, jusqu'à provoquer l'arrêt prématuré du calcul. On obtient alors une localisation de l'endommagement sous l'impacteur qui ne permet plus à l'information de se propager. Un moyen simple de contourner ce problème est d'utiliser une variable d'endommagement non plus scalaire mais tensorielle qui permet de conserver une raideur non nulle dans les directions perpendiculaires au chargement de compression.

Modèle d'endommagement anisotrope avec effet retard

Le modèle de comportement présenté ici est le fruit d'un travail avec R. Desmorat et F. Ragueneau débuté en 2004 pour le modèle statique [Desmorat *et al.*, 2004, Gatuingt *et al.*, 2006, Ragueneau *et al.*, 2008]. Son extension à la dynamique a été faite en 2006 [Gatuingt et Desmorat, 2006] et la thèse de M. Chambart [Chambart, 2009] a largement contribué à le rendre robuste et applicable dans le monde de l'ingénierie. Je ne détaillerai pas ici la totalité des développements réalisés lors de cette thèse, je rappellerai uniquement les points clés du modèle.

Les matériaux quasi-fragiles comme le béton exhibent une grande différence de comportement entre la traction et la compression. Cela est principalement dû à la différence de la micro-fissuration entre la traction et la compression. Rendre compte de cet effet, conduit souvent à une modélisation complexe, notamment lorsque l'anisotropie de l'endommagement est considérée [Ladevèze, 1983, Ladevèze, 1995, Chaboche, 1993, Dragon, 1996]. Or décrire un effet unilatéral sur la partie hydrostatique des contraintes s'avère suffisant, tout au moins pour des applications sous chargements monotones. Pour cela posons :

$$\rho\psi^* = \frac{1+\nu}{2E} tr[\mathbb{H}\boldsymbol{\sigma}^D\mathbb{H}\boldsymbol{\sigma}^D] + \frac{(1-2\nu)}{6E} \left[\frac{\langle tr\boldsymbol{\sigma} \rangle^2}{1-tr\mathbb{D}} + \langle -tr\boldsymbol{\sigma} \rangle^2 \right] \quad (1.8)$$

avec $\mathbb{H} = (\mathbb{I} - \mathbb{D})^{-1/2}$. La notation $\langle X \rangle$ correspond à la partie positive de la variable X : $\langle X \rangle = X$ si $X > 0$, $\langle X \rangle = 0$ sinon.

Ce potentiel thermodynamique est continûment différentiable, ce qui assure la continuité de la relation contrainte-déformation et la contrainte effective obtenue est indépendante des paramètres d'élasticité [Ladevèze, 1983, Lemaitre et Desmorat, 2005],

de sorte que la loi d'élasticité s'écrive :

$$\varepsilon = \rho \frac{\partial \psi^*}{\partial \boldsymbol{\sigma}} = \frac{1 + \nu}{E} \tilde{\boldsymbol{\sigma}} - \frac{\nu}{E} \text{tr} \tilde{\boldsymbol{\sigma}} \mathbb{I} \quad (1.9)$$

Elle définit la contrainte effective :

$$\tilde{\boldsymbol{\sigma}} = (\mathbb{H} \boldsymbol{\sigma}^D \mathbb{H})^D + \frac{1}{3} \left[\frac{\langle \text{tr} \boldsymbol{\sigma} \rangle}{1 - \text{tr} \mathbb{D}} - \langle -\text{tr} \boldsymbol{\sigma} \rangle \right] \mathbb{I} \quad (1.10)$$

Le potentiel thermodynamique (1.8) définit également la variable \mathbb{Y} , taux de restitution de densité d'énergie, associée à l'endommagement \mathbb{D} :

$$\mathbb{Y} = \rho \frac{\partial \psi^*}{\partial \mathbb{D}} \quad (1.11)$$

Afin de définir le domaine d'élasticité, nous utilisons la fonction critère d'endommagement de Mazars [Mazars, 1984],

$$f = \hat{\varepsilon} - \kappa \quad \hat{\varepsilon} = \sqrt{\sum_{I=1}^3 \langle \varepsilon_I \rangle^2} = \sqrt{\text{tr} \langle \varepsilon \rangle_+^2} \quad (1.12)$$

avec :

$$\kappa(\text{tr} \mathbb{D}) = a \cdot \tan \left[\frac{\text{tr} \mathbb{D}}{aA} + \arctan \left(\frac{\kappa_0}{a} \right) \right] \quad (1.13)$$

κ_0 est le seuil d'endommagement en déformation et a et A deux paramètres d'endommagement sans dimension.

Pour les matériaux quasi-fragiles tels que le béton, l'état d'endommagement est différent en traction et en compression [Mazars *et al.*, 1990, Dragon, 1996] :

– pour une traction suivant la direction 1 :

$$\mathbb{D} \approx \begin{bmatrix} D_1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (1.14)$$

qui correspond à une micro-fissuration orthogonale à la direction de traction ;

– pour une compression suivant la direction 1 :

$$\mathbb{D} \approx \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & D_2 & 0 \\ 0 & 0 & D_2 \end{bmatrix} \quad (1.15)$$

qui correspond à une micro-fissuration parallèle à la direction de compression.

Les formes (1.14) et (1.15) du tenseur d'endommagement sont classiquement obtenues en considérant un endommagement proportionnel à la partie positive du tenseur de déformation.

Considérons le potentiel $F = \mathbb{Y} : \langle \varepsilon \rangle_+^2$ dont dérive par normalité la loi d'évolution de l'endommagement :

$$\dot{\mathbb{D}} = \lambda \frac{\partial F}{\partial \mathbb{Y}} = \lambda \langle \varepsilon \rangle_+^2 \quad (1.16)$$

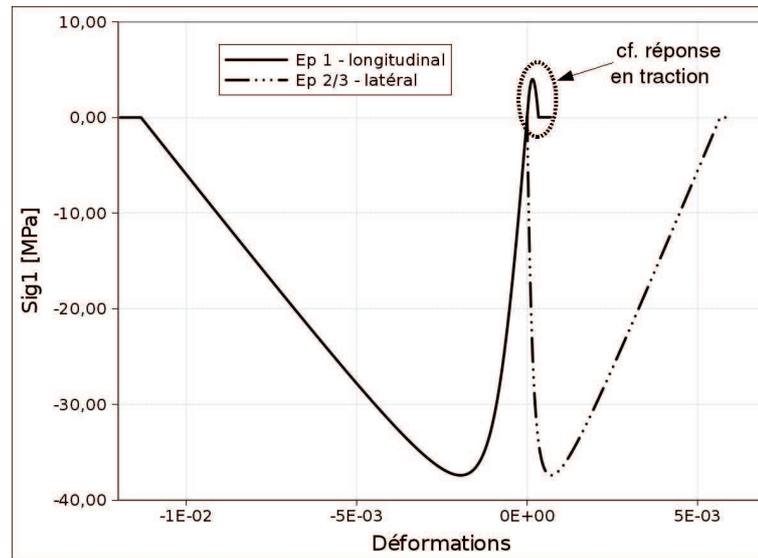


FIG. 1.8 : Réponse du modèle en traction et compression simple

Le multiplicateur d'endommagement $\dot{\lambda}$ est déterminé par la condition de consistance $f = 0$, $\dot{f} = 0$:

$$\dot{\lambda} = \frac{d\kappa^{-1}}{d\hat{\epsilon}} \frac{\dot{\hat{\epsilon}}}{\hat{\epsilon}^2} = \frac{A}{1 + \left(\frac{\hat{\epsilon}}{a}\right)^2} \frac{\dot{\hat{\epsilon}}}{\hat{\epsilon}^2} \quad (1.17)$$

où l'on remarque que si a est de l'ordre de 10^{-3} , son rôle est négligeable en traction alors qu'en compression le terme $\left(\frac{\hat{\epsilon}}{a}\right)^2$ ralentit le taux de croissance de l'endommagement (a du même ordre de grandeur que les déformations).

On peut alors tracer la réponse analytique du modèle. Le choix des paramètres matériaux du tableau 1.1 donne les courbes de comportement présentées en figure 1.8.

Paramètre	Valeur
E	42 GPa
ν	0,2
κ_0	$5 \cdot 10^{-5}$
A	5000
a	$2,93 \cdot 10^{-4}$

TAB. 1.1 : Paramètres du modèle d'endommagement anisotrope

Afin d'introduire un effet de la vitesse des déformations sur la réponse du modèle, la loi d'évolution de l'endommagement a été modifiée pour la rendre dépendante de la vitesse de sollicitation, ce qui revient à introduire de la viscosité dans l'évolution

de l'endommagement. La loi proposée s'inspire fortement de celle proposée par [Allix et Deü, 1997] mais est étendue au cas de l'endommagement anisotrope. Pour cela, il suffit d'exprimer $tr\mathbb{D}$ plutôt que de calculer une vitesse d'endommagement pour chacune des composantes du tenseur. La loi de viscosité devient :

$$tr\dot{D} = \dot{D}_\infty [1 - \exp(-b(g(\hat{\varepsilon}) - tr\mathbb{D}))] \quad (1.18)$$

On a réécrit ici la fonction seuil d'endommagement pour faire apparaître directement $tr\mathbb{D}$. Le domaine élastique est ainsi défini par :

$$\hat{\varepsilon} - \kappa(tr\mathbb{D}) < 0 \quad \rightarrow \quad f = g(\hat{\varepsilon}) - tr\mathbb{D} < 0 \quad (1.19)$$

avec la fonction g définie par

$$g(\hat{\varepsilon}) = \kappa^{-1}(\hat{\varepsilon}) = aA \arctan\left(\frac{\hat{\varepsilon}}{a} - \arctan\left(\frac{\kappa_0}{a}\right)\right) \quad (1.20)$$

On rappelle que l'effet de vitesse en compression est d'une part considérablement plus faible qu'en traction et d'autre part qu'il peut être reproduit par la simple considération des effets d'inertie. On désactive donc l'effet de vitesse matériau dû à la loi de viscosité en compression de la manière suivante :

$$\mathcal{H}(tr\varepsilon)tr\dot{D} = \dot{D}_\infty [1 - \exp(-b(g(\hat{\varepsilon}) - tr\mathbb{D}))] \quad (1.21)$$

avec $\mathcal{H}(\cdot)$ la fonction de Heaviside qui vaut 1 si $tr\varepsilon$ est positif (ce qui est le cas en traction) et 0 si $tr\varepsilon$ est négatif (donc en compression). Ainsi en traction ou pour tout chargement à déformation hydrostatique positive ($tr\varepsilon > 0$) on retrouve la loi à effet retard. En compression ou pour tout autre chargement à $tr\varepsilon < 0$, on a $f = g(\hat{\varepsilon}) - tr\mathbb{D} = 0$, et on retrouve le modèle d'endommagement initial sans effet de vitesse. On peut remarquer que seul deux paramètres \dot{D}_∞ et b sont à ajouter au modèle. La figure 1.9 montre la réponse du modèle obtenu en traction en fonction de la vitesse de déformation sachant que la réponse en compression n'est pas modifiée.

Plus de détails sur le modèle présenté ici ainsi que son implantation numérique sont donnés dans [Chambart, 2009].

1.2.2 Les composites stratifiés

Le modèle présenté ici n'a pas été développé lors de mon travail. Il s'agit du modèle développé en statique puis en dynamique par Allix [Allix et Ladevèze, 1992, Allix *et al.*, 1998, Allix et Deü, 1997, Allix, 2001, Guimard *et al.*, 2009] et qui considère le stratifié comme un empilement de couches homogènes séparées par des interfaces. Je vais en présenter les grands principes car il constitue la base de la modélisation utilisée par C. Duplex pour son travail de thèse.

Dans un composite stratifié, l'interface entre deux couches est *a priori* un milieu tridimensionnel mais pour lequel l'épaisseur est petite comparée aux deux autres dimensions de celle-ci. Il est ainsi possible de la modéliser par un élément bidimensionnel qui assure la transmission des efforts et des déplacements entre deux plis. Nous considérerons son comportement comme étant élastique endommageable. L'intérêt

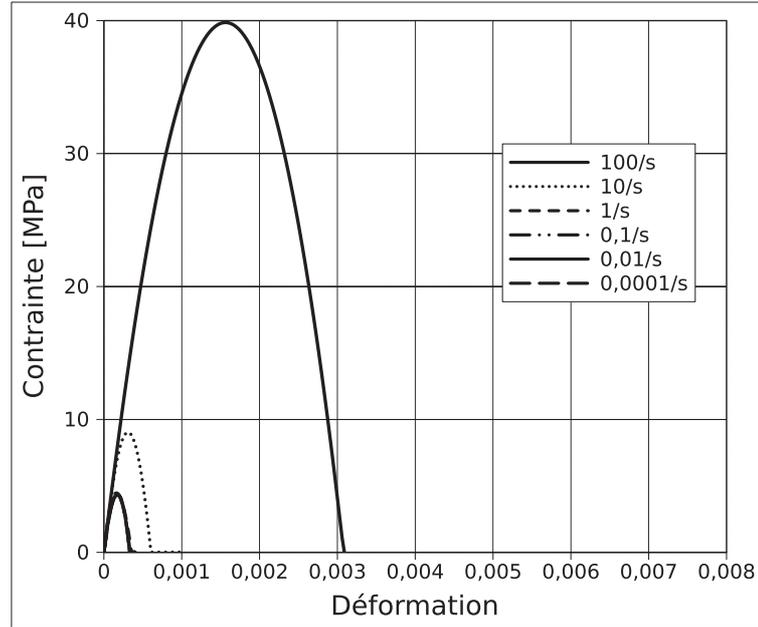


FIG. 1.9 : Réponse du modèle en traction pour $\dot{D}_\infty = 5.10^5 s^{-1}$ et $b = 1$

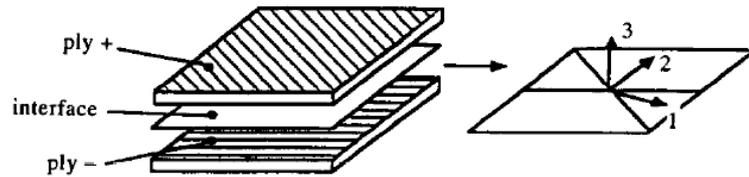


FIG. 1.10 : Définition des interfaces [Allix et Ladevèze, 1992].

d'une telle modélisation est qu'il est possible de rendre compte du délaminage entre deux couches avec peu de paramètres qui plus est intrinsèques. La seule difficulté réside alors dans la détermination de ses paramètres (voir 1.1.2).

L'interface est donc un élément sans épaisseur qui transmet les contraintes et les déplacements entre deux plis adjacents. Nous noterons P^+ et P^- les deux plis "connectés" à l'interface I . Le repère local à l'interface $(\underline{N}_1, \underline{N}_2, \underline{N}_3)$ est défini à la figure 1.10.

Nous pouvons alors définir une variable cinématique liée à cette interface par le saut de déplacement $[\underline{U}]$ entre les plis P^+ et P^- , défini par :

$$[\underline{U}] = \underline{U}^+ - \underline{U}^- \quad (1.22)$$

Il est alors possible d'écrire une relation de comportement de l'interface qui relie le saut de déplacement $[\underline{U}]$ à la contrainte normale $\sigma_P \underline{N}_3$:

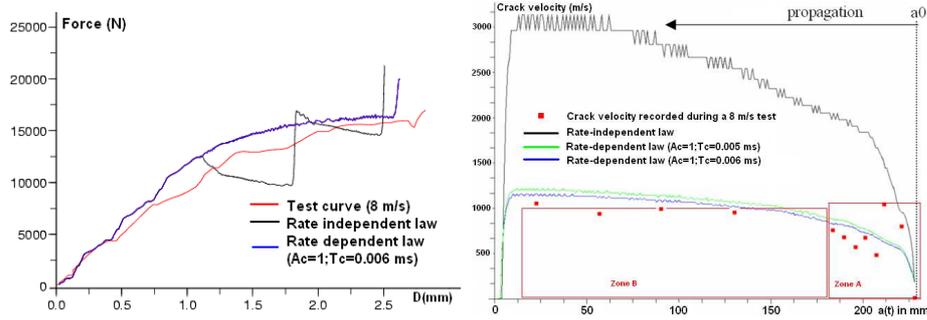


FIG. 1.11 : Utilisation d'un modèle d'endommagement dépendant du temps pour simuler un essai de fissuration en mode II [Guimard *et al.*, 2009] : (a) courbes force globale *vs.* déplacement, (b) : vitesse locale de fissuration *vs.* longueur de fissure.

Loi d'évolution à effet retard

La loi d'évolution présentée ci-dessus est incapable de représenter correctement la propagation du délaminage en dynamique. En effet, il a été montré dans [Guimard *et al.*, 2009] que la vitesse de propagation d'une fissure n'est pas correctement estimée avec une loi d'évolution de l'endommagement indépendante du temps (figure 1.11).

La loi d'évolution des variables d'endommagement de l'interface est donc modifiée pour prendre en compte ces phénomènes dynamiques. Un modèle d'endommagement à effet retard est ainsi utilisé ([Allix et Deü, 1997], [Guimard *et al.*, 2009]) :

$$\begin{cases} \dot{d} = \frac{1}{\tau_C} \left(1 - e^{-a \langle f(Y) - d \rangle_+} \right) & \text{et } d = \int \dot{d} dt \quad \text{tant que } d < 1 \\ d = 1 & \text{sinon} \end{cases} \quad (1.28)$$

τ_C et a sont des paramètres supplémentaires du modèle. Ils peuvent être interprétés comme le temps minimum (critique) de rupture de l'interface et la fragilité de celle-ci, respectivement.

1.3 Conclusions

L'objet de ce chapitre n'était pas de faire une revue exhaustive des modèles de comportement adaptés à la dynamique. Nous avons seulement évoqué dans un premier temps le comportement dynamique du béton et des composites sous chargement dynamique afin de pouvoir en déduire les principales caractéristiques à prendre en compte dans les lois de comportement. Cela nous a permis de mettre en avant les difficultés inhérentes à la prise en compte des effets de vitesse dans les essais à mettre en œuvre ainsi qu'à l'interprétation des résultats. Le papier présenté ci-après présente un essai de compression confinée réalisé en collaboration avec G. Gary du LMS-X. L'objectif de cet essai était de permettre d'identifier les effets dynamiques lors de la compaction du béton. Il s'avère que la technique utilisée n'était pas sans poser de difficultés d'interprétation. C'est pourquoi des simulations numériques réalisées par P. Forquin nous ont permis de mieux identifier les différents phénomènes.

Une perspective intéressante à ce travail, et en relation avec les simulations numériques jusqu'à la rupture, serait de mieux identifier l'énergie dissipée par le matériau et en particulier en traction. Pour cela, il serait intéressant de mener une campagne expérimentale afin de mesurer précisément le comportement post-pic en statique et en dynamique lors d'un essai de traction sur du béton. Ces données permettraient alors de valider, ou pas, la forte augmentation de la dissipation introduite dans les modèles.

En ce qui concerne les modèles de comportement présentés ici, le modèle d'endommagement anisotrope est celui que nous continuons le plus à développer. Son atout principal, pour le moment, est son extrême simplicité et le faible nombre de paramètres à identifier. Cependant, il serait souhaitable d'introduire des déformations anélastiques et peut-être un effet de la compaction afin d'étendre ces domaines d'application.

Chapitre 2

Modélisation multiéchelles de structures hétérogènes en dynamique

Dans de nombreux domaines industriels, notamment dans le Génie Civil et le Génie Mécanique, on utilise des matériaux qui peuvent avoir à l'échelle de la micro-structure une nature fortement hétérogène vis-à-vis du comportement mécanique. Cette caractéristique peut rendre la prédiction du comportement jusqu'à la ruine de structures soumises aux diverses sollicitations assez difficile, voire impossible. Si on considère le béton par exemple, on peut admettre que sa structure est homogène à l'échelle du VER. Pourtant, si l'on regarde de plus près, de nombreux phénomènes (fissuration, agression chimique, ...) sont dus au caractère hétérogène de celui-ci. En effet, sa microstructure peut être représentée avec au moins trois phases : la matrice cimentaire, les granulats et les pores, chacune obéissant à un comportement mécanique très différent.

Il est encore courant de nos jours d'utiliser une approche ascendante au niveau des bureaux d'études. Cette approche consiste à déterminer une loi de comportement phénoménologique plus ou moins complexe au niveau local, puis de réaliser un calcul de structure avec celle-ci. Il faut pour cela, dans un premier temps, prédire les phénomènes les plus pertinents qui peuvent survenir à l'échelle locale. Il faut ensuite les décrire d'une façon paramétrique dans un cadre thermodynamique et enfin identifier ces paramètres à partir d'expériences [Lemaitre et Chaboche, 1992, Zaoui *et al.*, 1993] comme nous l'avons vu au Chapitre 2. L'avantage de cette approche est son efficacité et une mise en œuvre numérique relativement bien maîtrisée pour bon nombre d'applications. Par contre, pour un matériau fortement hétérogène, on peut aboutir à des modèles phénoménologiques très complexes, avec de nombreux paramètres qu'il devient difficile d'identifier à partir d'essais simples. On peut alors avoir recours soit à l'homogénéisation (analytique ou numérique) soit imaginer des simulations qui prendraient en compte au niveau de la structure la complexité du matériau.

L'homogénéisation ne sera pas traitée ici car si c'est une méthode efficace pour traiter des différentes non-linéarités, elle montre certaines limites pour décrire le comportement jusqu'à la ruine des matériaux quasi-fragiles. Nous nous intéresserons plutôt à l'approche qui consiste à avoir une description fine du matériau. Ceci conduit,

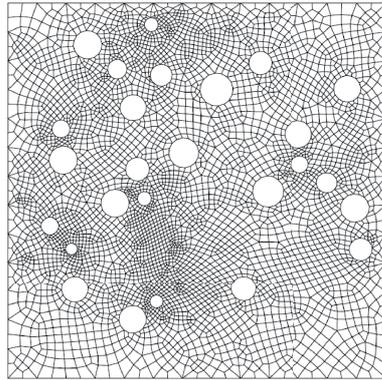


FIG. 2.1 : Un exemple de maillage EF pour la représentation exacte de la microstructure d'un matériau poreux (d'après [Markovič, 2004])

en général, à des simulations numériques qui deviennent très vite inabordables par des techniques classiques (espace mémoire important et temps CPU prohibitif). C'est pourquoi, je vais présenter quelques approches numériques qui permettent d'avoir à la fois une description fine et précise du matériau et d'être abordable numériquement pour un ingénieur.

2.1 Le béton comme matériau hétérogène

Dans le travail de thèse de D. Markovic, nous avons pu étudier le comportement d'un matériau de type matrice inclusion ce qui permet de représenter la plupart des matériaux composites utilisés en Génie Civil et Mécanique. Nous nous sommes limités à l'étude des matériaux bi-phasique pour leur relative simplicité. Le comportement de la microstructure est alors décrite par des modèles non-linéaires – matrice élasto-plastique et inclusions endommageables – l'interface étant considérée comme parfaite.

Dans l'approche exacte par la méthode des éléments finis, le maillage adopté est conforme à la microstructure (voir figure 2.1). La formulation de la méthode la plus couramment utilisée s'appuie sur le principe des travaux virtuels, qui résulte de l'approche en déplacements. Le champ de déplacement est dans ce cas le seul à être discrétisé, toutes les autres inconnues – comme la contrainte ou la déformation – sont exprimées en terme de déplacements. Afin de voir l'influence de la méthode de discrétisation sur le résultat, d'autres approches ont été utilisées (méthode \bar{B} , formulation en contrainte). Pour cela, des simulations numériques sur un cas test simple (voir figure 2.2) ont été réalisées. La matrice a un comportement élasto-plastique tandis que les inclusions sont considérées comme élastiques mais avec un module nettement plus faible que celui de la matrice. Les analyses ont été effectuées pour des maillages plus ou moins fins.

Les résultats obtenus montrent que les trois formulations utilisées (déplacement, \bar{B} et contrainte) décrivent bien le test de traction simple même avec un maillage grossier. Par contre, seule la formulation en contrainte et la méthode \bar{B} garantissent une bonne convergence de la discrétisation dans le cas d'une flexion pure. Ceci est probablement dû à la mauvaise représentation du comportement quasi incompressible,

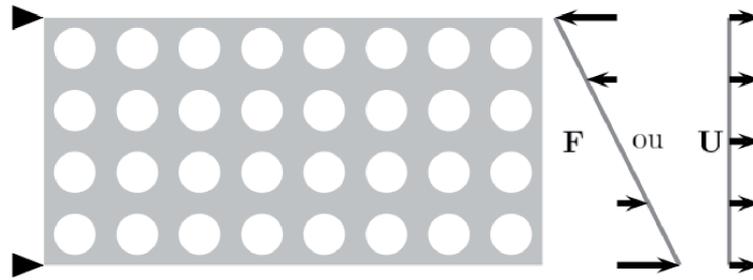


FIG. 2.2 : Structure hétérogène au comportement élasto-plastique avec des inclusions élastiques (d'après [Markovič, 2004])

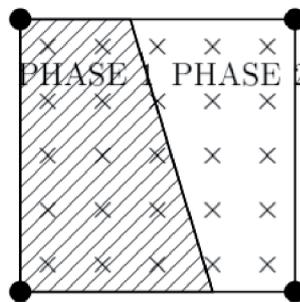


FIG. 2.3 : Element fini non conforme représentant deux phases

caractéristique connue des EF formulés en déformation [Zienkiewicz et Taylor, 2000].

L'inconvénient majeur de la représentation exacte réside dans la nécessité d'avoir un maillage conforme à la microstructure et que chaque élément du maillage contienne au maximum une seule phase. On peut alors se heurter à trois problèmes majeurs : élaboration du maillage long et fastidieux, distorsion possible de mailles lors de la représentation de petites hétérogénéités, nombre de ddl minimal très élevé. Une alternative à la représentation exacte de la microstructure a donc été proposée. Elle s'appuie sur la formulation d'éléments finis non conformes, où une frontière de phase peut traverser un élément (voir figure 2.3). Nous appellerons cette approche la représentation structurée.

Afin de pouvoir simplifier les simulations numériques dans les zones où les gradients sont les moins importants, un modèle macroscopique a également été développé [Ibrahimbegovic *et al.*, 2003]. Ce modèle s'appuie sur les hypothèses suivantes : décomposition additive de la déformation, décomposition additive de l'énergie libre, critères de plasticité et d'endommagement et enfin principe de dissipation maximale. La figure 2.4 montre la réponse unidimensionnelle de ce modèle. On peut voir que l'on atteint d'abord le seuil d'écoulement plastique puis le seuil d'endommagement. A la décharge apparaissent la déformation plastique ainsi qu'une dégradation des propriétés élastiques (endommagement). Enfin, on peut voir sur cette figure la représentation graphique de la décomposition des déformations adoptées.

Afin de comparer les trois approches proposées (représentation exacte, structurée, modèle macroscopique), le test présenté à la figure 2.2 a été utilisé. La matrice a un comportement élasto-plastique tandis que les inclusions ont les propriétés suivantes :

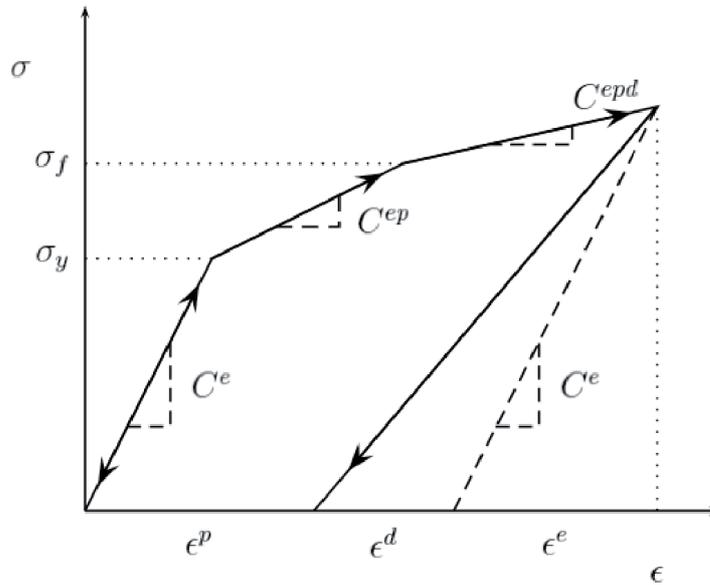


FIG. 2.4 : Courbe contrainte vs déformation pour le modèle élasto-plastique endommageable en 1D

faible raideur (quasi-vide), très raide (quasi-rigide) et endommageable. La représentation exacte est la plus robuste et peut être utilisée pour tous les types de matériaux envisagés avec tous les inconvénients précédemment décrits. L'approche structurée est une très bonne alternative et peut, pour la même qualité de résultats, sensiblement réduire le nombre de degrés de libertés nécessaires. Cette approche a d'ailleurs été poursuivie dans la thèse de S. Melnyk [Melnyk, 2007] (encadrée par A. Ibrahimbegovic et J.B. Colliat). Enfin le modèle couplé élasto-plastique-endommageable est capable de représenter le comportement macroscopique mais reste limité au niveau de la modélisation des phénomènes locaux.

L'objectif final de ces travaux a été de combiner ces trois approches dans un calcul multiéchelle d'une poutre en flexion trois points hétérogène (voir figure 2.5). Dans les zones à fort gradient de contrainte (région rayée) un maillage fin a été introduit afin de tenir compte de la microstructure exacte. Ailleurs, le modèle élasto-plastique-endommageable a été appliqué. Afin de pouvoir réaliser ce calcul, une interface micro-macro basée sur des multiplicateurs de Lagrange localisés a été développée (formulation en déformation et en contrainte). Un des avantages essentiels de la méthode multi-échelle proposée est l'aspect parallélisable de l'algorithme de résolution utilisé. Ainsi, l'implantation pour un calcul distribué en parallèle peut se faire d'une manière relativement facile et peut servir pour des analyses micro-macro de structures avec un rapport réaliste entre les différentes échelles. Cette démarche a été poursuivie par la thèse de M. Hautefeuille [Hautefeuille, 2009] (encadrée par A. Ibrahimbegovic et J.B. Colliat).

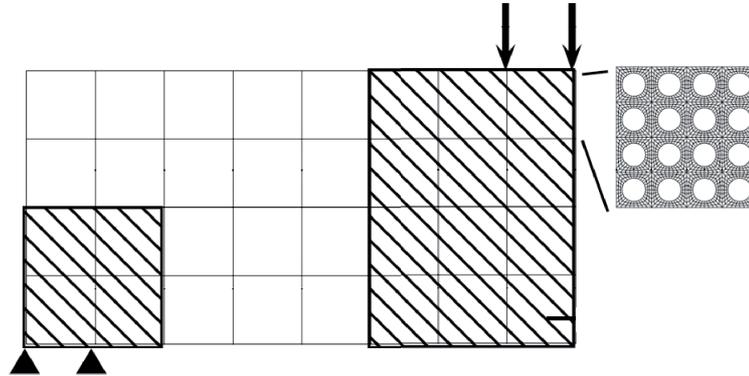


FIG. 2.5 : Modélisation d'une poutre constituée d'un matériau hétérogène en flexion trois points par un modèle combinant les représentations microscopique et macroscopique

2.2 Outils numériques de simulation de structures

2.2.1 La structure vue comme un assemblage

Comme nous l'avons vu précédemment, les simulations numériques occupent une place de plus en plus importante dans les bureaux d'étude. Les besoins y sont multiples, notamment pour la modélisation d'assemblages en dynamique dans des structures de type lanceurs. Une des difficultés majeure reste la prise en compte des liaisons entre les pièces et avec l'environnement extérieur. Elles sont le lieu de phénomènes locaux fortement non linéaires (contact, frottement), phénomènes qui sont mis en exergue dans les problèmes de dynamique rapide, nécessitant des maillages très fins pour être correctement représentés. De plus, contrairement aux informations géométriques et matérielles associées aux structures, les grandeurs physiques associées à ces liaisons (valeurs de coefficient de frottement, précision sur le serrage) sont entachées d'une grande méconnaissance. On peut légitimement se demander quelle influence a la variation d'un paramètre physique de la liaison sur la réponse d'un assemblage. Une solution peut être obtenue en construisant des surfaces de réponse lorsque les paramètres varient. Un nombre de calculs important est alors nécessaire. Ce genre d'étude est à ce jour impossible en des temps raisonnables avec les codes de calcul industriels.

De nombreux travaux proposent des stratégies pour traiter des problèmes de tailles importantes. Ces travaux se basent le plus souvent sur des méthodes de décomposition de domaine. Parmi ces méthodes, on peut citer : la méthode FETI (souvent qualifiée de méthode Schur duale) qui se base sur un raccord en inter-efforts sur l'interface. Cette méthode a été appliquée au cas de la dynamique dans [Farhat *et al.*, 1995]. L'objectif du travail de thèse de D. Odièvre a été de construire une méthode spécialisée pour répondre aux problèmes posés ci-dessus en tirant parti du fait que les non-linéarités sont localisées dans les liaisons. On utilise une représentation unifiée de ces zones de liaison sous forme d'interfaces en introduisant une décomposition de l'assemblage. L'algorithme de résolution utilisé est ainsi basé sur la méthode LATIN développée au LMT Cachan appliquée au cas de la dynamique dans [Boucard *et al.*,

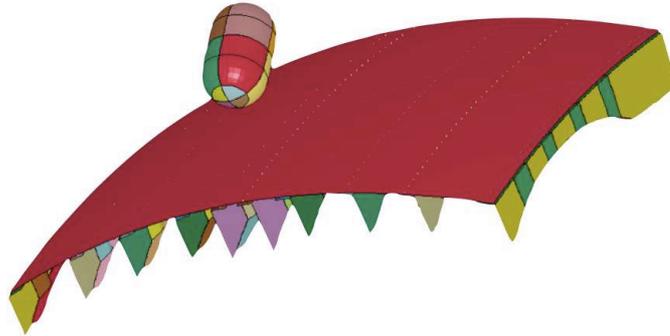


FIG. 2.6 : Structure type utilisée dans les simulations de choc sur composite (Airbus)

2000] (version monoéchelle). C'est une méthode mixte qui traite à la fois les vitesses et les inter-efforts sur les interfaces. Ce travail a consisté, en partie, à introduire dans cet algorithme la vision à deux échelles présentée dans [Ladevèze *et al.*, 2002] pour le cas de la statique. Cet aspect multiéchelle a rendu la méthode extensible et a considérablement amélioré le taux de convergence de la méthode pour le cas de la statique. La méthode ainsi développée a ensuite été utilisée au sein de la stratégie de calcul multirésolution initialement proposée pour des calculs statiques ou quasi statiques dans [Champaney *et al.*, 2008]. Cette technique de multirésolution permet de mener à moindre coût des études paramétriques. Elle sera par la suite appliquée à l'essai de compression confiné présenté au chapitre 1.1.1 afin d'essayer de déterminer le coefficient de frottement entre l'éprouvette de béton et le cylindre de confinement en acier.

Les détails de cette approche sont donnés dans un article [Odièvre *et al.*, 2009] présenté en fin de chapitre.

2.2.2 Mise en place d'une échelle continue

L'introduction des matériaux composites dans les structures aéronautiques fait apparaître de nouveaux enjeux dans le domaine des simulations numériques. La capacité de simuler le comportement de telles structures soumises à des chargements de type chocs est essentielle pour prévoir la résistance des structures composites à des chocs d'oiseau ou de pneu, ainsi qu'à des crash. Lors de tels chocs, on souhaite détecter en particulier le délaminage afin de déterminer la tenue résiduelle de la structure. Le mode le plus endommageant pour une structure composite est ainsi le délaminage en choc mou, type choc à l'oiseau, qui présente la particularité d'être très étendu et peu visible.

Actuellement, les calculs de chocs sur composites sont réalisés sur des structures de petite taille (1m x 1m) en utilisant des éléments de coques multicouches et avec des lois de comportement orthotropes élastiques (un exemple de calcul est donné en figure 2.6). Les zones délaminées sont alors estimées en fin de calcul par post-traitement des résultats de la simulation. Il n'y a alors aucune influence du délaminage sur le calcul de structure puisque celui-ci est estimé *a posteriori* et donc de façon totalement découplée. La simulation de très grands délaminages en dynamique de façon réaliste

et prédictive est donc hors de portée des codes industriels actuels.

Le méso-modèle composite présenté au chapitre 1.2.2 considère le stratifié comme un empilement de plis et d'interfaces reliant les plis entre eux. Il permet de prendre en compte les phénomènes de dégradations intra et inter-laminaires, notamment le délaminage. Cependant, l'utilisation de ce modèle dans des structures industrielles reste aujourd'hui problématique vue la taille des modèles éléments finis générés. L'application du méso-modèle sur la structure type présentée dans la figure 2.6, utilisant un maillage régulier de la peau (40 plis de composite) et un seul élément dans l'épaisseur de chaque pli, conduit à un modèle à 10 milliards de degrés de liberté. De plus, cette estimation ne prend pas en compte les problèmes inhérents à la prévision de la propagation de grands délaminages dans une structure industrielle. D'une part, il est important de représenter correctement les différents phénomènes sur le front de délaminage. Il convient de mailler de façon adaptée cette zone en cours de dégradation, très petite devant les dimensions caractéristiques de la structure. D'autre part, il est important de représenter au mieux les temps de dégradations qui peuvent être très petits, donc d'utiliser un pas de temps en conséquence, et de tenir compte des vitesses de propagation du délaminage. Le méso-modèle n'est pas utile en chaque point de la structure et à chaque instant de la simulation : la zone en cours de dégradation, ou *process zone*, est en effet du même ordre de grandeur que le pli élémentaire de composite. C'est la bonne description de cette *process zone* qui va permettre de modéliser correctement la propagation du délaminage dans la structure. En tout autre point, une modélisation plus grossière, ou macro, décrivant la cinématique et l'état de contrainte dans la structure, est suffisante. Au vu des dimensions de la structure, une modélisation type coque semble bien adaptée au problème.

On se trouve donc face à un problème multi-échelle :

- en espace : couplage fort de phénomènes locaux (taille de la *process zone*) et globaux (étendue des délaminages observés),
- en temps : temps de simulation important et temps de dégradation local très court (vitesses rapides de la propagation du délaminage).

Pour traiter ce type de problèmes, des méthodes de décomposition de domaine multi-échelle en temps et en espace ont été développées dans [Gravouil et Combescure, 2001, Combescure et Gravouil, 2002, Herry *et al.*, 2002, Faucher et Combescure, 2003] et constituent un premier point d'entrée à notre travail. Basées sur une décomposition de Schur, ces méthodes permettent d'utiliser des maillages et des schémas d'intégration différents dans chaque sous domaine de la structure. Le lien entre les différents sous domaines est réalisé en imposant la continuité des vitesses. Nous avons implanté cette méthode dans un code développé sur Matlab[®] avec un schéma d'intégration temporelle de type Newmark explicite.

Ainsi, une méthode multi-échelle en temps et en espace est à l'étude, utilisant le méso-modèle dans des zones localisées dans le but de réduire la taille des modèles et le temps de calcul. Les méthodes de décomposition de domaine en dynamique constituent un premier point d'entrée. Dans un premier temps, un cas test est défini afin d'étudier ces méthodes dans le cadre de la mécanique de l'endommagement des interfaces.

Le cas industriel est ainsi ramené à un cas d'école 2D. Comme présenté dans la figure 2.7, on considère une plaque de longueur L en appui aux extrémités. La plaque

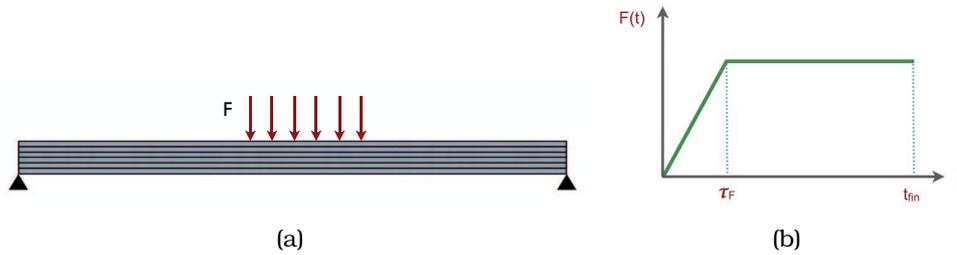


FIG. 2.7 : Cas test : (a) structure étudiée et (b) effort appliqué

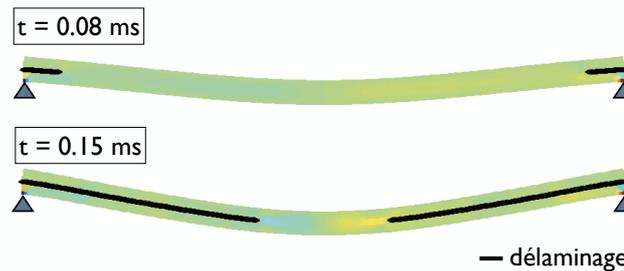


FIG. 2.8 : Etendue du délaminage à deux instants du calcul

considérée est constituée de deux plis de composites élastiques et d'une interface endommageable. Le choc est modélisé par un échelon d'effort appliqué au centre de la plaque.

Le délaminage est représenté grâce à l'introduction d'éléments d'interface avec un comportement élastique endommageable [Allix et Ladevèze, 1992]. L'endommagement des interfaces évolue selon la loi à effet retard [Deü, 1997, Allix et Deü, 1997] présentée au chapitre 1.2.2

Dans l'exemple traité ici, les paramètres matériaux de l'interface et de la loi d'endommagement sont choisis de telle sorte que le délaminage s'initie au niveau des appuis de la plaque puis se propage vers le centre de celle-ci. La figure 2.8 présente la zone délaminée à 2 instants du calcul pour une modélisation mono-échelle.

Afin de définir la taille de maille permettant de représenter correctement la propagation du délaminage, une étude de raffinement de maillage est menée sur le cas test. Les maillages des plis sont réguliers et composés d'éléments quadrilatères linéaires. Pour chaque maillage, on observe l'évolution de l'endommagement le long de l'interface à l'instant d'initiation de la fissure (figure 2.9(a)) et la description de la loi de comportement normale définie dans l'équation 1.23 (figure 2.9(b)).

Au niveau de la description spatiale, les calculs convergent à partir d'une description de la *process zone* par 6 éléments (c.f. figure 2.9(a)). D'autre part, les pas de temps correspondant ($\approx 10^{-5}$ ms) permettent pour ces maillages une bonne description de la loi de comportement de l'interface (c.f. figure 2.9(b)). Cette première étude confirme les premières estimations du nombre de degrés de liberté nécessaire au calcul d'une structure industrielle.

La méthode de décomposition de domaine en dynamique décrite dans [Gravouil et

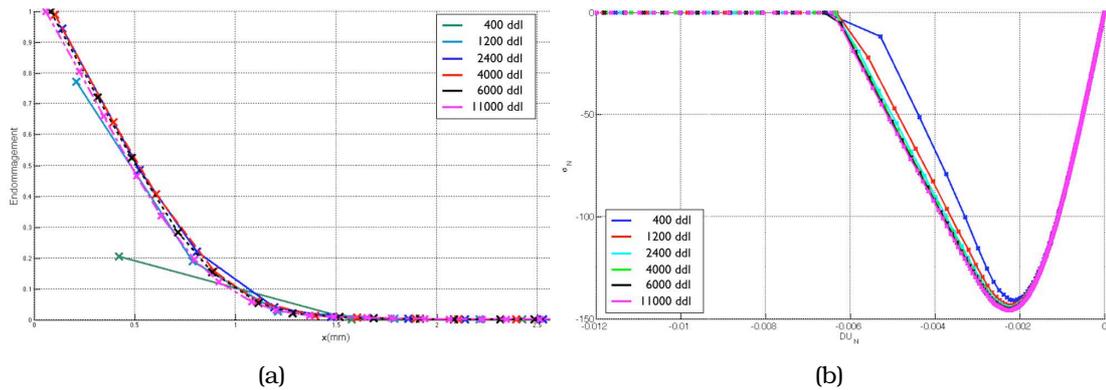


FIG. 2.9 : Etude de raffinement de maillage : (a) comparaison de l'évolution de l'endommagement au point A et (b) courbe de comportement au point B (c.f. figure 2.10)

Combescure, 2001] est une méthode de calcul multiéchelle. Elle permet de coupler des maillages et des schémas de résolution numérique différents selon les sous-domaines. Dans un premier temps, la structure étudiée est décomposée en sous-domaine et maillée selon les phénomènes en cours dans la structure. Pour la résolution, le problème est séparé en deux :

- Un problème d'équilibre local aux sous domaines qui consiste à résoudre séparément dans chaque sous-domaine l'équation d'équilibre dynamique,
- Un problème d'équilibre global sur l'ensemble des frontières entre sous domaines résultant de la continuité des vitesses sur les frontières entre sous domaines.

La solution du problème global initial est alors la somme des solutions des deux problèmes découplés.

Dans le cas de maillages incompatibles, deux problèmes apparaissent. Tout d'abord, l'utilisation de maillages de tailles différentes dans chaque sous domaine implique qu'au niveau des frontières, les nœuds de maillages adjacents ne sont pas forcément coïncidant. On choisit alors de discrétiser les nœuds de la frontière sur le maillage le plus fin [Herry *et al.*, 2002]. Les vitesses manquantes du maillage le plus grossier sont alors interpolées linéairement. D'autre part, des tailles de maille différentes nécessitent l'utilisation de pas de temps différents dans les sous domaines en dynamique explicite. On utilise ici, de même que dans [Faucher et Combescure, 2003], des pas de temps proportionnels. Le problème global est résolu à chaque pas de temps le plus fin. Les vitesses des sous domaines avec des pas de temps plus importants, nécessaires à la résolution du problème global, sont estimées par interpolation linéaire des vitesses obtenues aux pas de temps les plus proches.

Cette méthode de décomposition de domaine a été appliquée sur le cas test de la figure 2.7. La structure est alors décomposée en trois sous domaines : les deux sous domaines aux extrémités de la plaque sont maillés finement, le sous domaine central est maillé plus grossièrement (voir figure 2.10). Cependant, afin d'assurer une bonne représentation de la cinématique et de la propagation du délaminage dans le domaine central, le maillage utilisé reste relativement fin. Le pas de temps du domaine central est ainsi, seulement, deux fois plus grand que celui des deux domaines aux extrémités

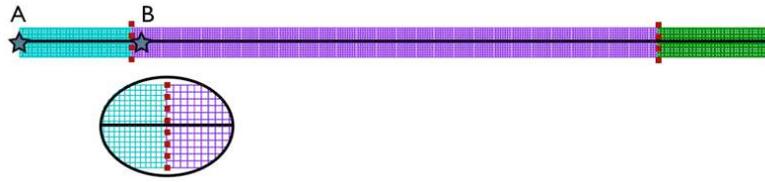


FIG. 2.10 : Maillage du problème

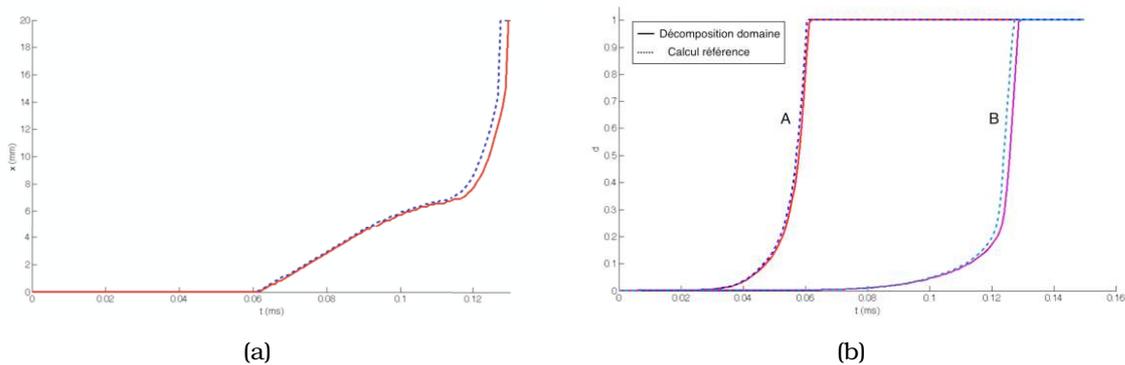


FIG. 2.11 : Comparaison avec le calcul de référence : (a) avancée du délaminage dans l'interface au cours du temps et (b) évolution de l'endommagement au cours du temps aux points A et B (c.f. figure 2.10)

de la plaque.

La figure 2.11 compare les résultats obtenus pour le calcul de référence et pour le calcul par décomposition de domaine. D'une part, la figure 2.11(a) présente l'avancée de la fissure débutant au point A et se propageant vers le centre de la plaque pour les deux calculs. Les deux résultats sont similaires : les vitesses de propagation de la fissure sont identiques. On notera un léger décalage dû à la discrétisation plus grossière du sous-domaine central. D'autre part, l'évolution de l'endommagement au point d'initiation de la fissure (A) et au niveau de la frontière entre les sous-domaines (B) est similaire dans les deux calculs.

Ces résultats montrent que l'application d'une méthode de décomposition de domaines en dynamique en combinaison avec le méso-modèle donne des résultats satisfaisants : le délaminage se propage entre sous-domaines. Il ne reste plus qu'à définir une échelle macro permettant de n'activer le méso-modèle que dans les zones où son utilisation est indispensable.

En vue de coupler efficacement l'échelle méso et l'échelle macro, on s'oriente vers une description de type coque 3D dans les zones non endommagées de la structure. Un élément a ainsi été développé (QUA16 en 2D) et jumelé à la décomposition de domaine. La figure 2.12 montre un exemple dans lequel nous avons repris le chargement de la figure 2.7 mais de telle sorte que le délaminage se propage cette fois-ci du centre de la plaque vers les bords.

La figure 2.13 montre l'évolution de la déformation ϵ_{zz} dans l'épaisseur de la plaque et du délaminage au cours du calcul. On peut voir sur cette figure que tant que le

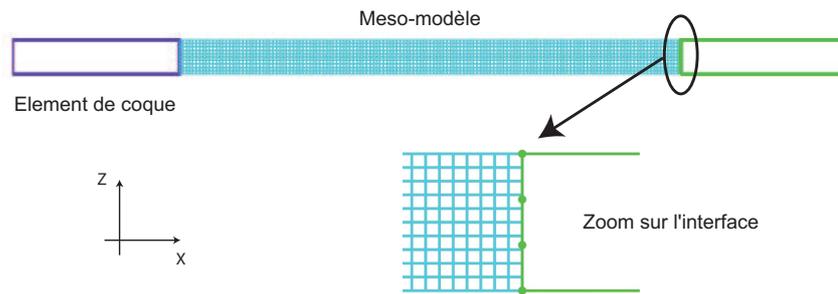


FIG. 2.12 : Couplage entre un modèle fin au milieu et un seul élément coque sur les bords

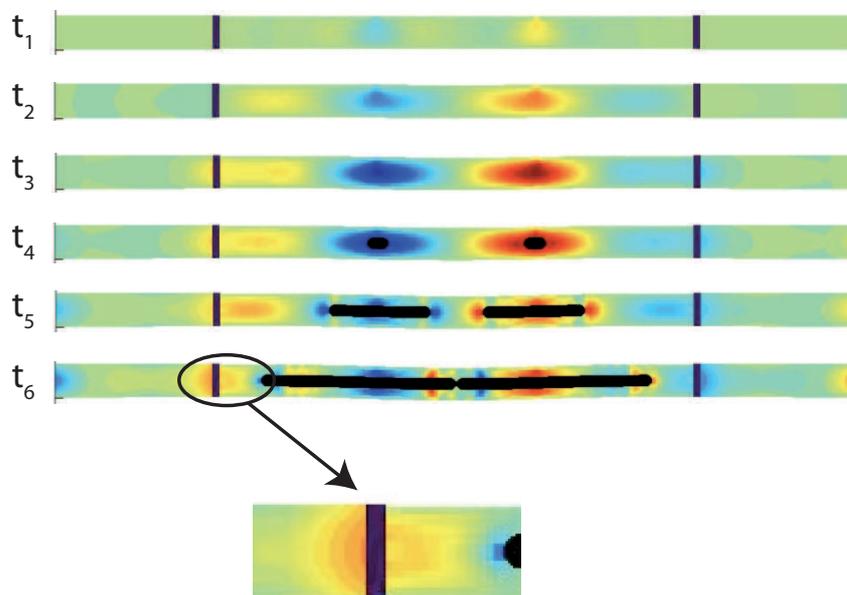


FIG. 2.13 : Evolution de la déformation ϵ_{zz} dans l'épaisseur de la plaque au cours du temps

délaminage se situe loin de l'interface, l'élément coque ne perturbe pas la solution même pour les déformations dans l'épaisseur qui sont généralement les plus difficile à représenter avec ce type d'élément. Par contre, pour le temps t_6 , le délaminage est près de l'interface et la discontinuité en zz ne peut pas être représentée à l'aide du seul élément de coque. Ici apparaît donc la nécessité de coupler à la représentation globale coque, une échelle plus fine apte à représenter ce type de phénomène.

La figure 2.14 montre l'évolution de l'endommagement le long de l'interface à l'instant t_4 de la figure 2.14 pour le calcul de référence (méso-modèle dans les deux domaines) et le calcul avec l'élément de coque sur les bords. Cette approche nous permet de réduire le modèle de 6000 à 3700 ddl. Nous pouvons voir ici que dans un cas où le délaminage se situe encore loin de l'interface, nous pouvons représenter de façon très satisfaisante l'endommagement (donc le délaminage) le long de l'interface.

Comme nous l'avons vu précédemment le couplage entre le méso-modèle et un élément de coque est capable de représenter le comportement global et local d'une plaque en cours de délaminage. Par contre, si le délaminage (*i. e.* la discontinuité),

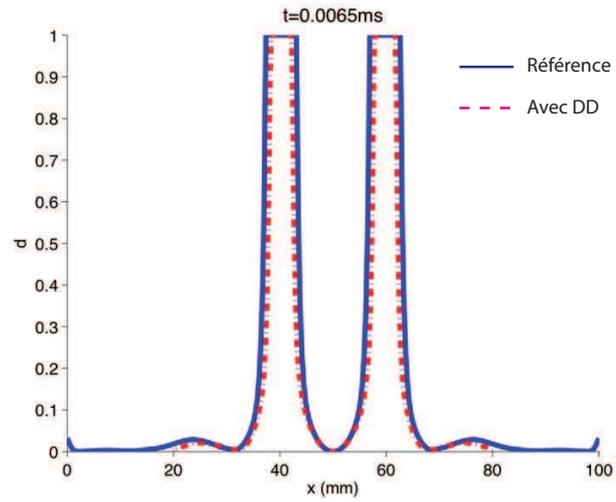


FIG. 2.14 : Comparaison de l'évolution de l'endommagement le long de l'interface entre la solution de référence et la solution avec Décomposition de Domaine

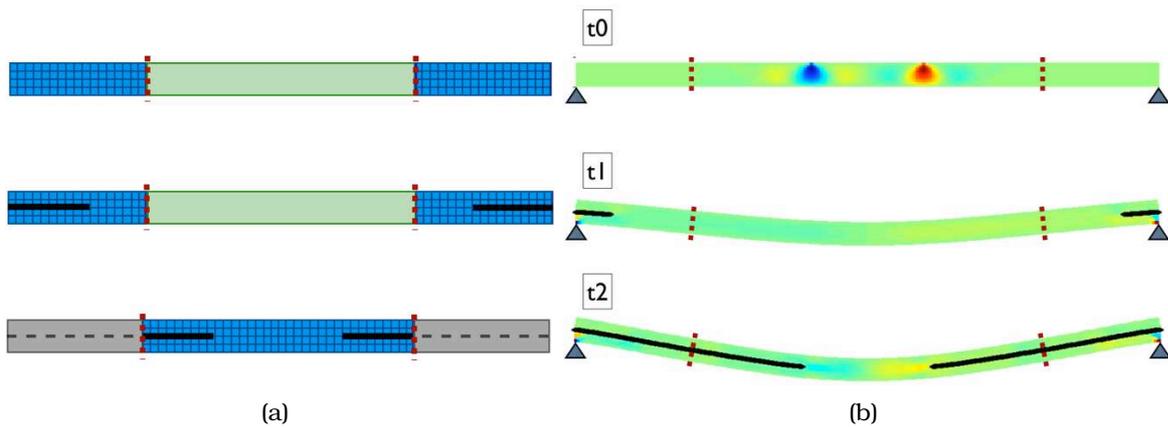


FIG. 2.15 : Evolution de la modélisation (a) en fonction de la propagation du délaminage (b)

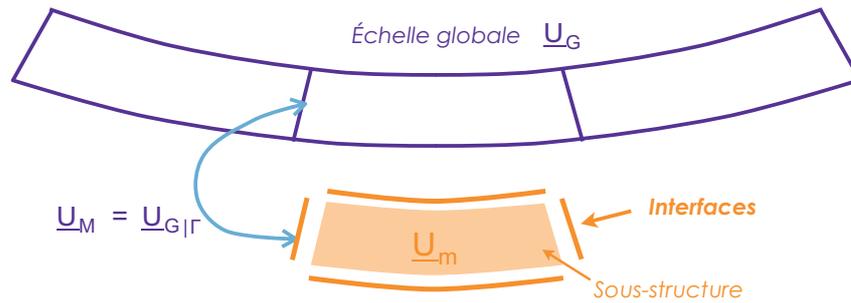


FIG. 2.16 : Vision micro (sous-structure) / macro (échelle globale) du problème traité

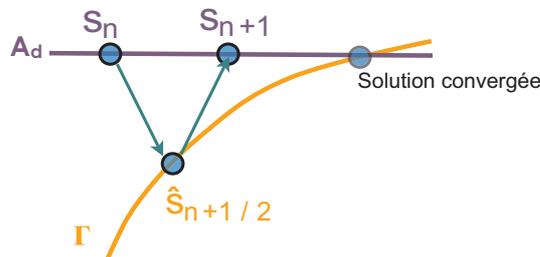


FIG. 2.17 : Vision LaTIn de notre approche multi-échelle

se rapproche des éléments de coques, incapables de représenter ce phénomène, cette approche n'est plus suffisante. La figure 2.15 présente donc la procédure envisagée par la suite pour le calcul : en début de calcul, le méso-modèle est utilisé dans les zones où le délaminage est susceptible de débuter, ici aux appuis. Ailleurs dans la structure, une description macro, type coque, est utilisée. Quand le délaminage se propage, il est nécessaire de faire évoluer la modélisation : au centre de la plaque, le méso-modèle doit être utilisé. Cependant, les sous-domaines des extrémités sont totalement délaminés, le méso-modèle n'est plus nécessaire et une modélisation macro prenant en compte la fissure peut être utilisée.

On peut donc décrire la poutre comme étant constituée de deux échelles (voir figure 2.16) : une échelle macro représentée par le comportement global de coque et une échelle micro aux endroits où le méso-modèle est nécessaire pour représenter les dégradations locales de la structure.

On peut alors représenter ce problème à l'aide de la philosophie de la méthode LaTIn [Ladevèze, 1999]. Pour cela, considérons deux groupes d'équations :

- Γ : correspond aux équations régissant le comportement des sous structures (étape locale, non linéaire),
- A_d : correspond aux équations régissant le comportement global plaque (continu) et le raccord des quantités micro sur l'interface entre sous structure (étape globale, linéaire).

La solution finale sera alors obtenue lorsque la solution satisfera à la fois à Γ et à A_d . La stratégie de calcul consiste donc à itérer entre des solutions satisfaisants successivement à l'étape globale et à l'étape locale jusqu'à convergence. Ceci est illustré à la figure 2.17.

Cette méthode est en cours de développement et de validation. Elle fait l'objet des

travaux de thèse de C. Dupleix.

2.3 Conclusions

Dans ce chapitre, je me suis attaché à mettre en avant les travaux effectués autour du développement de techniques numériques permettant la simulation de structures hétérogènes. Pour cela, nous pouvons soit considérer le matériau comme étant hétérogène et ainsi développer des techniques pouvant se rapprocher de l'homogénéisation numérique soit considérer la structure comme étant un "assemblage". Les travaux ainsi présentés s'appuient sur des techniques développées au LMT Cachan depuis de nombreuses années et étendues au cadre de la dynamique. Ces techniques semblent encourageantes pour pouvoir à moyen terme proposer des outils de dimensionnement des structures plus prédictifs qu'actuellement. De plus, la technique de résolution employée se prête très bien aux études paramétriques qui permettent non plus de fournir un résultat unique mais d'introduire une notion de fiabilité utile en dimensionnement.

L'article présenté à la suite de ce chapitre en est la parfaite illustration. Il s'agit ici de considérer la structure comme un assemblage d'éléments où toutes les non-linéarités se trouvent concentrées aux interfaces. Cette méthode a fait ses preuves pour les structures composites, il serait intéressant de voir dans quelle mesure nous pourrions l'appliquer à une structure de Génie Civil où les "assemblages" sont moins bien connus et étudiés ...

Chapitre 3

Impact sur structures : de l'essai à la simulation

3.1 Essai d'impact sur tour de chute

L'objet de la plupart des essais dynamiques sur structures est de mettre en évidence sur des structures simples (poutres, dalles) un certain nombre de phénomènes locaux et globaux afin de permettre la validation de modèles de comportement développés. Un fois validé, ils peuvent ensuite permettre la modélisation de cas plus complexes (au niveau de la structure étudiée et du chargement). Les essais réalisés au Laboratoire d'études de Dynamique (DYN) du CEA Saclay lors de la thèse de M. Chambart [Chambart, 2009] s'inscrivent dans cette perspective. Deux types d'essais sur tour de chute ont été réalisés : des essais brésiliens en dynamique et des essais d'impact sur poutres. Les essais brésiliens en dynamique sont relativement peu courants dans la littérature ([Tedesco *et al.*, 1993] a réalisé les premiers essais brésiliens sur des barres de Hopkinson), mais forts intéressants. Une caméra numérique rapide a été utilisée en plus d'une instrumentation classique (accéléromètre, mesure de déplacement par caméra et capteurs d'efforts). Les images enregistrées ont ensuite été analysées par corrélation d'images grâce au logiciel CORRELI développé au LMT Cachan [Hild *et al.*, 2002, Besnard *et al.*, 2006, Roux et Hild, 2008].

Les essais d'impact sur poutres (4 essais au total) ont eu pour objectif d'étudier le passage d'un mode de rupture ductile (en flexion) à un mode de rupture fragile (par cône de cisaillement). Les deux facteurs influant dans cette étude sont l'élancement de la poutre et le ferrailage transversal. Dans ce cas aussi la corrélation d'image a été utilisée pour mieux comprendre les phénomènes mis en jeu.

3.1.1 Dispositif expérimental

Les essais d'impact ont été réalisés sur la tour de chute Orion (fig. 3.1(b)) du Laboratoire d'études Dynamiques du CEA Saclay (DYN). Cette tour de chute permet de laisser tomber un projectile d'une hauteur allant jusqu'à 7 m, ce qui permet d'atteindre une vitesse d'impact d'environ 11,5 m/s. Ce projectile est guidé par 4 rails afin qu'il tombe et rebondisse verticalement. Différents projectiles sont disponibles, de masses diverses, dans des matériaux divers. Pour notre étude nous avons choisi

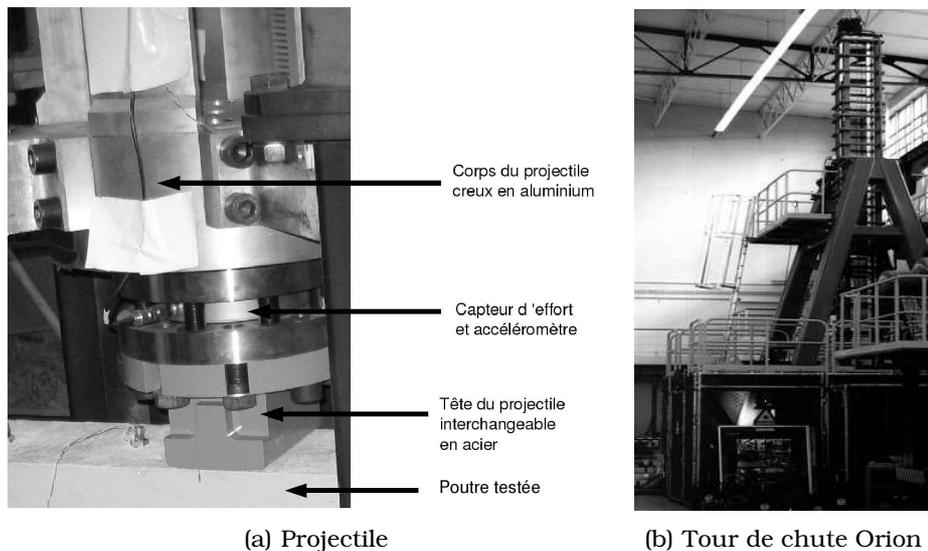


FIG. 3.1 : Dispositif expérimental du CEA Saclay

le projectile le plus léger. Il est constitué d'un corps creux en aluminium et d'une tête interchangeable en acier (fig 3.1(a)). Deux têtes ont été usinées pour cette série d'essais, une plate pour les essais brésiliens et une légèrement arrondie pour les essais sur poutres.

Le déplacement du projectile est mesuré par une caméra "Zimmer", qui détecte le passage d'une ligne dans le champ de vision de la caméra et mesure son déplacement. D'autre part, un accéléromètre est également embarqué sur le projectile. La double intégration de l'accélération permet de connaître le déplacement et de vérifier la mesure effectuée par la caméra.

La force est mesurée grâce à un capteur de force piézo-électrique précontraint placé entre la partie supérieure et la tête du projectile. Ce capteur a une résolution de 0,02 N et sa rigidité très importante confère au dispositif de mesure une fréquence propre très élevée. La force mesurée est corrigée pour tenir compte des forces d'inertie engendrées par le projectile durant le choc grâce aux valeurs données par l'accéléromètre embarqué.

Nous avons également utilisé la caméra numérique rapide du LMT-Cachan pour enregistrer des images de l'essai. Cette caméra a une fréquence d'acquisition maximale de 80 000 images par secondes mais une capacité de stockage limitée. Elle dépend de la durée de l'enregistrement, de la fréquence d'acquisition mais aussi de la taille des images (nombre de pixels). Un compromis est donc à trouver en fonction de la taille de la zone filmée et de la qualité de la résolution voulue.

3.1.2 Essai brésilien (de fendage) dynamique

Les éprouvettes utilisées étaient des éprouvettes cylindriques découpées dans des éprouvettes de compression normalisées de diamètre 16 cm et de hauteur 32 cm. La base du cylindre conserve ainsi son diamètre initial et seule la longueur de l'éprouvette

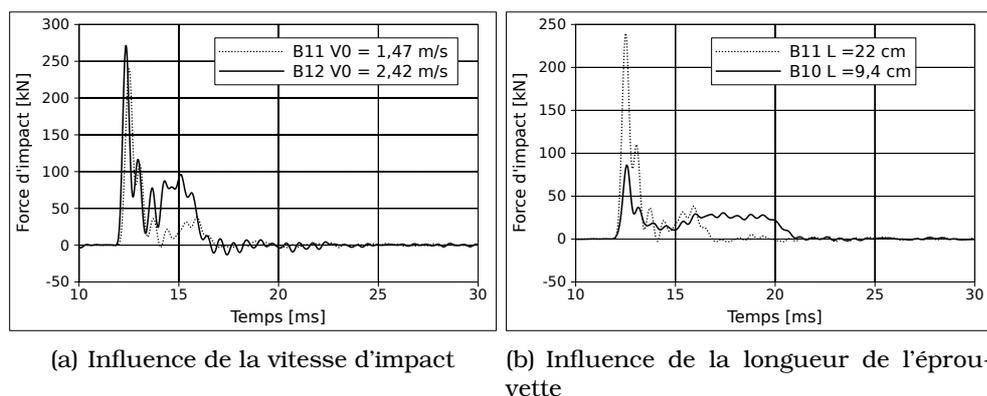


FIG. 3.2 : Mesure de la force de choc

peut varier. Nous avons également fait varier la hauteur de chute du projectile (et par conséquent la vitesse d'impact) pour en voir l'influence sur la réponse du matériau.

Les courbes de la figure 3.2 représentent l'évolution de la force de choc en fonction du temps. Sur la première on regarde l'influence de la vitesse d'impact (les deux éprouvettes ont la même longueur) et sur la seconde l'influence de la longueur de l'éprouvette (la vitesse d'impact est identique). On constate que la vitesse d'impact a peu d'influence sur la valeur de la force de choc ; on mesure un écart au niveau de la force maximale de 32 kN (soit 13 %). En revanche la force de choc est directement proportionnelle à la longueur de l'éprouvette puisque le rapport $\frac{F_{max}}{Longueur}$ est quasiment égal pour les essais B10 et B11. On peut également constater à partir de ces essais que la durée du choc n'est pas influencée par la longueur de l'éprouvette mais qu'elle diminue quand la vitesse d'impact augmente.

L'essai B10 a également été analysé à l'aide de la corrélation d'images enregistrées avec la caméra rapide (vitesse $V_0 = 1,47$ m/s, $L = 9,4$ cm). La fréquence d'acquisition est de 6000 images par secondes, soit une image toutes les 0,166 ms. On considère comme temps 0, le temps de l'image (figure 3.3(a)) juste antérieure à celle où la fissure apparaît (figure 3.3(b)). Vu la fréquence d'acquisition, il n'est malheureusement pas possible par la seule analyse des images de déterminer l'instant du contact.

Afin de tenter d'observer la propagation de la fissure, la zone filmée a été restreinte sur un essai afin d'augmenter la vitesse d'acquisition (1 toutes les 0,0333 ms). Comme précédemment on constate que la fissuration est trop rapide pour être observée. On passe en une image d'un état a priori sain à un état entièrement fissuré, soit une vitesse de propagation supérieure à 1515 m/s.

On peut constater sur les figures 3.3(c) et (d) que la fissuration est continue sur presque toute la hauteur de l'éprouvette (en dehors des appuis) et qu'elle contourne les granulats pour se propager dans la pâte de ciment, moins résistante. Sur les images suivantes (non présentées ici), on voit la fissure s'ouvrir et les extrémités s'écraser progressivement. Après l'impact, l'éprouvette est fendue en deux, une des moitiés étant systématiquement éjectée latéralement.

Afin d'essayer d'être plus précis dans la détection de la fissuration, une analyse par mesure de champs a été effectuée. La figure 3.4 montre le champ de déplacement horizontal obtenu par corrélation sur les images de l'essai B10 précédemment

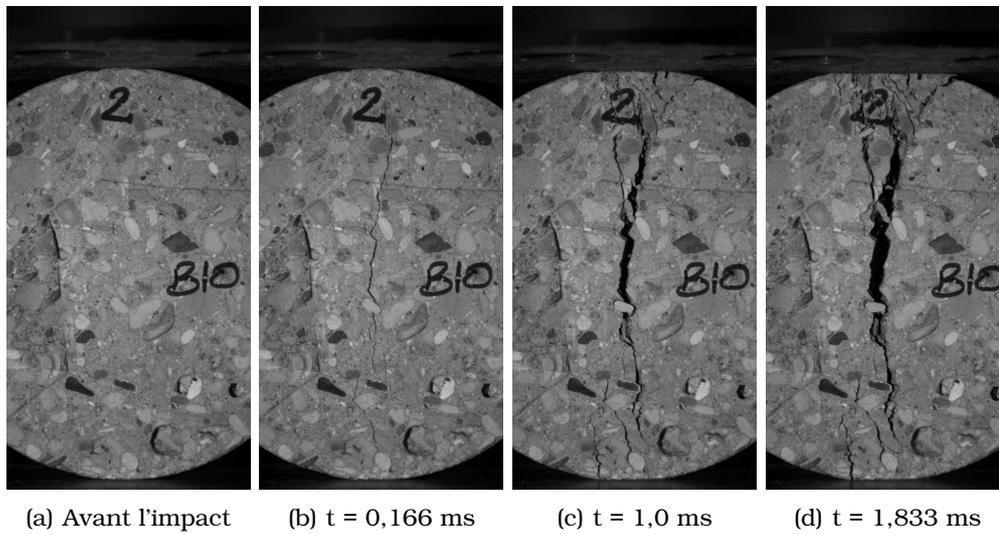


FIG. 3.3 : évolution de la fissuration, essai brésilien B10

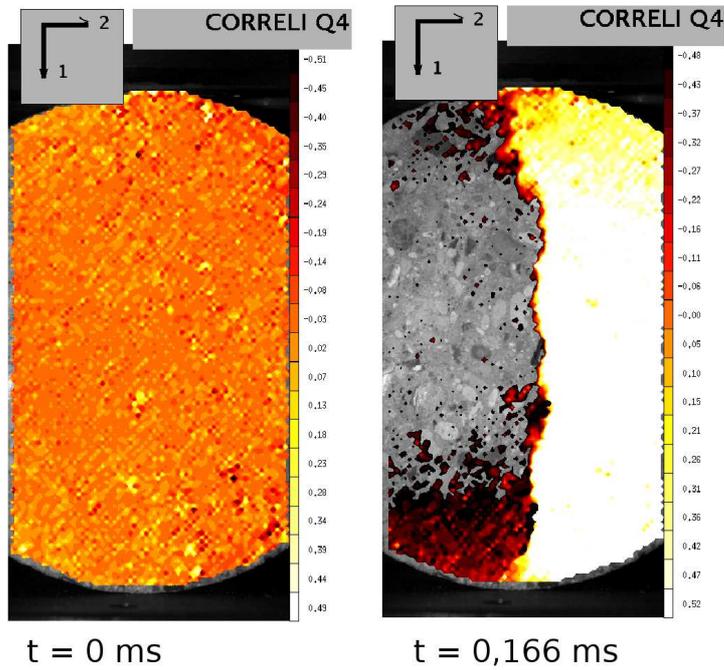


FIG. 3.4 : Champ de déplacement horizontal essai B10 en pixels calculé par le logiciel CORRELI

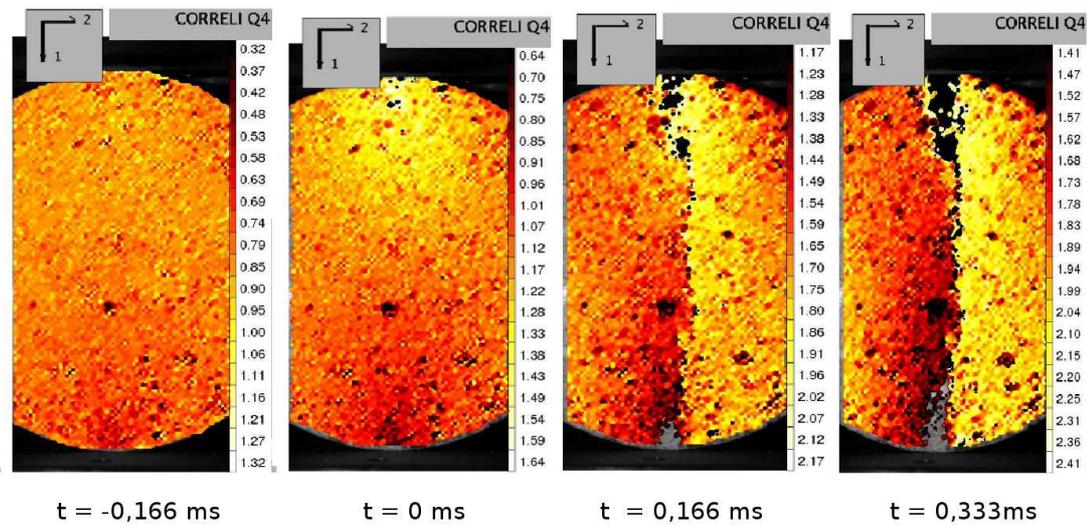


FIG. 3.5 : Champ de déplacement vertical essai B10 en pixels calculé par le logiciel CORRELI (échelle différente pour chaque vue).

présenté. L'image de référence utilisée pour le calcul des déplacements est située 5 images avant l'image $t = 0 \text{ ms}$ (pas présentée ici). On arrive à la même conclusion que sans corrélation, la rupture en fendage a lieu en moins de $0,166 \text{ ms}$, puisque que l'on ne peut, même avec la corrélation, observer un état intermédiaire entre l'état sain et l'état fissuré (fig. 3.4).

L'analyse du déplacement vertical apporte en revanche des informations supplémentaires (fig. 3.5). Tout d'abord on constate que l'image $t = 0 \text{ ms}$ précédente ne correspond pas à l'image initiale (avant le contact) puisque l'on mesure un champ de déplacement vertical sur cette image et celle qui la précède ($t = 0 \text{ ms}$ et $t = -0,166 \text{ ms}$). Ce déplacement, localisé sur le diamètre vertical de l'éprouvette, décroît sur toute la hauteur ce qui signifie que l'onde de compression a déjà atteint le bord inférieur. Or le temps nécessaire pour qu'une onde de compression parcoure les 16 cm qui séparent la face impactée de l'appui est de $t = 0,039 \text{ ms}$. Il n'est donc pas surprenant de ne pas voir se propager l'onde de compression.

Ce résultat nouveau est particulièrement intéressant dans l'optique de validation d'un modèle de comportement en dynamique puisque l'on dispose d'une nouvelle donnée qualitative de référence (apparition de contraintes de compression avant l'ouverture de la fissure) à comparer aux résultats numériques. La corrélation d'images permet de plus de dater précisément le début de l'impact et donc l'instant de la fissuration. Cette donnée cette fois quantitative peut également être un critère de plus pour la validation.

3.1.3 Impact sur poutre en Béton Armé

Quatre essais d'impact sur poutres ont été réalisés dans le but d'obtenir deux modes de rupture différents sous un chargement identique. Le projectile utilisé pour tous les essais est le projectile hémisphérique (masse 100 kg) et la vitesse d'impact

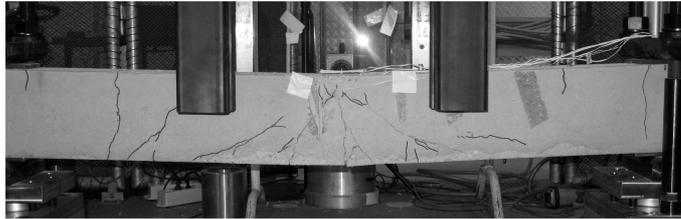


FIG. 3.6 : Faciès de rupture en flexion

est de 8,43 m/s. Les 4 poutres ont la même section $15 \times 20 \text{ cm}^2$ et le ferrailage longitudinal est constitué de 2 armatures HA 12 en fibre inférieure et de 2 HA 8 en fibre supérieure. L'enrobage des armatures est de 25 mm et les armatures longitudinales sont soudées à chacune des extrémités de la poutre sur une plaque d'about pour éviter le glissement.

Deux longueurs de poutre ont été testées ; les 2 poutres longues ont une distance entre appuis (portée) de 1,50 m et une longueur totale de 1,80 m, et les 2 poutres courtes une portée de 1,00 m et une longueur de 1,30 m. Les deux poutres longues et une des poutres courtes sont renforcées à l'effort tranchant par des cadres de diamètre 6 mm espacés de 20 cm et répartis symétriquement de part et d'autre de la zone d'impact.

Poutre	Longueur	Portée	Cadres	Gâchée	Mouchetis
P 1	1,8 m	1,5 m	Oui	2	Non
P 2	1,8 m	1,5m	Oui	1	Oui
P 3	1,3 m	1,0m	Non	2	Non
P 4	1,3 m	1,0m	Oui	1	Oui

TAB. 3.1 : Caractéristiques de poutres et désignation

On observe selon le renfort, une rupture en flexion des poutre P1, P2 et P4 (cf. fig.3.6) et une rupture par cône de cisaillement de la poutre P3 sans cadres (cf. fig.3.9(f)).

On ne présente ici que l'analyse des résultats effectuée pour la poutre P1. Les images de l'essai sont enregistrées à une fréquence de 10000 images par secondes, l'objectif est centré sur le milieu de la poutre. Le détail de l'ensemble des essais réalisés se trouve dans la thèse de doctorat de M. Chambart [Chambart, 2009].

On peut observer sur la figure 3.7(a) l'apparition simultanée de plusieurs fissures de flexion (une fissure verticale au milieu de la poutre et des fissures de plus en plus inclinées à mesure que l'on s'éloigne du milieu). Lorsque le temps progresse, ces fissures s'ouvrent mais aucune nouvelle fissure n'apparaît. Au moment du rebond ($t = 37,4 \text{ ms}$) on remarque une forte dégradation locale du béton sous l'impact ; une épaisseur de béton parallèle à la direction de l'impact se détache.

La corrélation d'images réalisée à partir du film de l'essai P2 (essai identique à l'essai P1, mais avec en plus la réalisation d'un mouchetis de peinture) est présentée sur la figure 3.8. Sur cette figure, on représente l'évolution du déplacement vertical. L'axe des déplacements croissants est orienté vers le bas.

On distingue très clairement l'apparition rapide d'un cône de déplacements homo-

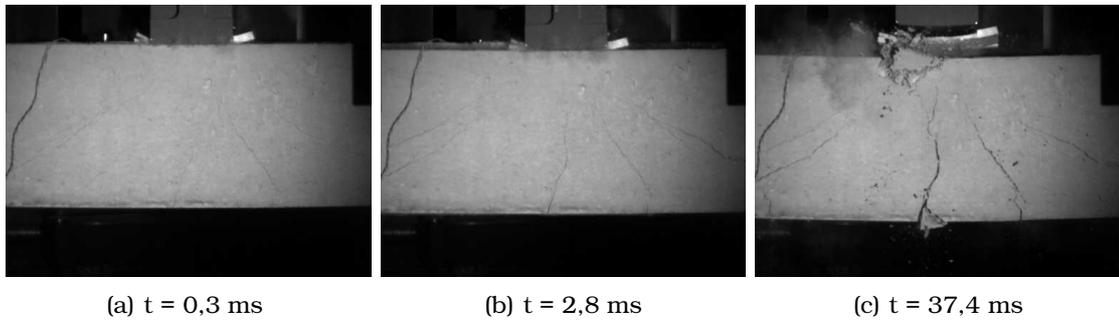


FIG. 3.7 : Evolution de la dégradation de la poutre P1

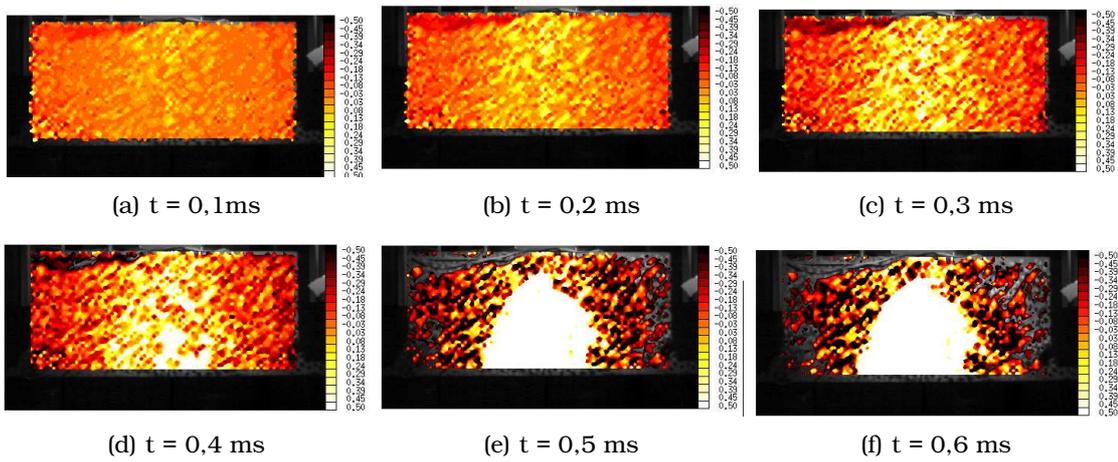


FIG. 3.8 : Champ de déplacement vertical mesuré par corrélation d'images (logiciel CORRELI)

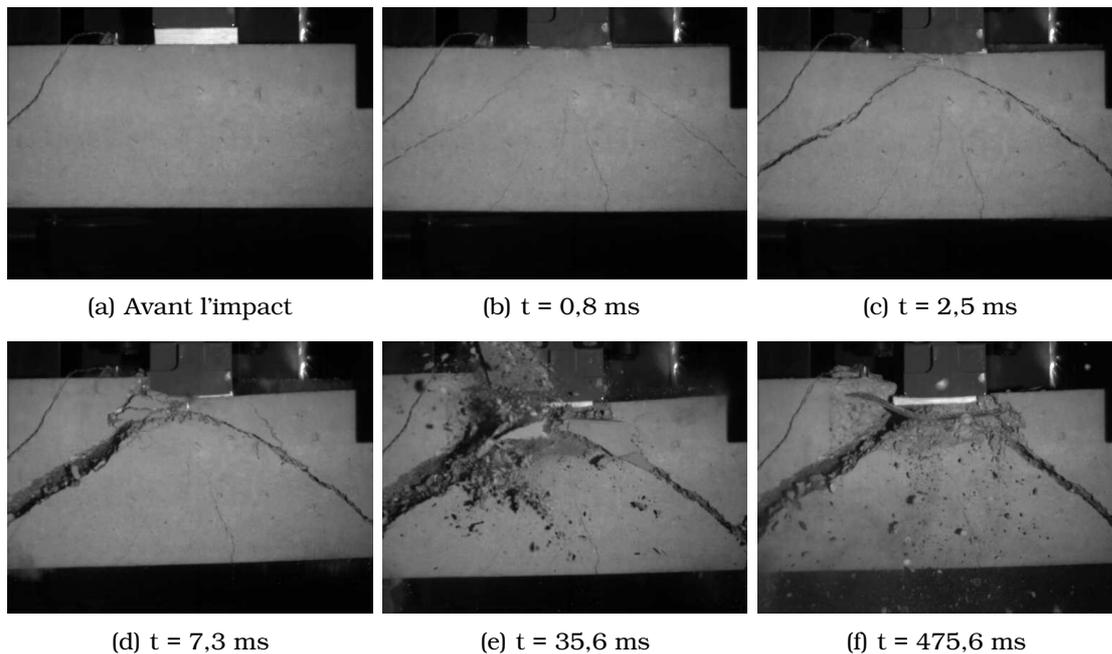


FIG. 3.9 : Evolution de la dégradation de la poutre P3

gènes (en blanc sur la figure) dont le déplacement est plus important et qui a tendance à vouloir se détacher. Il est probable que se sont les armatures transversales qui empêchent son éjection. De plus, les fissures de flexion inclinées observées sur la figure 3.7(a) ne correspondent pas aux limites de ce cône. Il semble donc que deux mécanismes entrent en compétition. La flexion l'emporte finalement car le chargement appliqué n'est pas suffisant pour rompre les cadres ou les plastifier.

3.1.4 Rupture en cisaillement

La poutre P3, courte et surtout sans cadres rompt du fait de la formation, sous la zone d'impact, d'un cône de béton qui se détache et dont le déplacement provoque la plastification des armatures (fig. 3.1.4). Cet essai est le seul à présenter une rupture en cisaillement mais, effectué en premier, il n'a malheureusement pas été préparé pour la corrélation d'images. L'analyse des phénomènes de dégradation ne peut donc se faire qu'à partir des images du film.

La deuxième image (3.9(b), à $t = 0,8\text{ms}$) ressemble beaucoup à celle de la poutre P1, à la différence près que certaines fissures sont d'avantage ouvertes. Ce sont celles qui délimiteront par la suite le cône de cisaillement. L'angle de ces fissures est proche de 45° et elles remontent plus haut dans la poutre, quasiment jusqu'à sa face supérieure, sous l'impacteur. Les fissures se rejoignent ensuite et le cône se détache. On remarque que le béton est fortement dégradé entre les deux lèvres des fissures ainsi que directement sous l'impact. Comme en flexion des écailles se détachent parallèlement à l'impact en partie supérieure de la poutre.

Une des nouveautés de ces essais est d'avoir associé à l'instrumentation tradi-

tionnelle l'analyse par mesure de champs grâce à une caméra rapide et au logiciel CORRELI du LMT-Cachan. Un des premiers constats est que les phénomènes mis en jeu sont très rapides, souvent même trop rapides au vu de la fréquence d'acquisition de la caméra (utilisée jusqu'à 30000 images/secondes). De plus, les déformations à la rupture sont trop faibles pour pouvoir être mesurées avant l'apparition des fissures. Néanmoins, on a pu observer deux phénomènes que l'on n'aurait pas pu voir autrement :

- Pour l'essai brésilien, on a pu comparer les champs des déplacements verticaux (direction de l'impact) et horizontaux (perpendiculaires à l'impact). On a pu constater que le champ vertical s'établissait en premier et que la rupture de l'éprouvette avait lieu après réflexion de l'onde de compression sur l'appui.
- Pour l'impact sur la poutre (rupture en flexion), on a pu observer la création d'un cône de déplacement uniforme, qui ressemble, au cône qui se détache lors de la rupture en cisaillement. Nous avons ainsi deux modes de ruptures qui entrent en compétition.
- D'autre part, les essais d'impact sur poutres ont permis de mettre en évidence deux modes de rupture différents. La comparaison des poutres P3 et P4 (courtes avec et sans cadres) [Chambart, 2009] montre que l'élément qui détermine le mode de ruine est la présence ou non d'armatures d'effort tranchant, puisque tout est identique par ailleurs. La corrélation d'image a également permis de montrer que le mode de ruine vers lequel tendent toutes les poutres est ce second mode, par cisaillement, puisque que le mouvement naturel de la poutre va dans ce sens. Pour les longueurs étudiées, l'élançement n'a pas joué de rôle sur le mode de rupture. Il pourrait néanmoins être intéressant de refaire le même essai (même géométrie, même vitesse d'impact) sur une poutre longue sans cadres pour confirmer ce constat.

3.2 Simulation d'impact

3.2.1 Structure simple

Comme nous l'avons vu précédemment, il est nécessaire de pouvoir valider les modèles de comportement développés par la simulation numérique d'essais simples. Dans cette partie nous nous intéresserons donc à la simulation numériques des essais réalisés au CEA Saclay sur la tour de chute Orion.

La première simulation concerne l'essai brésilien dynamique. La géométrie et le chargement sont ceux de l'expérience menée sur la tour de chute Orion. Le code de calcul utilisé (le code explicite Europlexus) permet de simuler l'impact entre deux solides. On reproduit donc précisément le chargement en modélisant d'une part l'éprouvette et d'autre part le projectile auquel on impose une vitesse égale à la vitesse d'impact (V_0). Pour les conditions aux limites, on autorise le glissement (latéral) entre les deux solides et on bloque les déplacements verticaux de la génératrice inférieure de l'éprouvette. Lors de la simulation numérique l'endommagement suit la même évolution que la fissuration expérimentale, il apparaît tout d'abord sous l'impact puis au niveau de l'appui. De ces deux amorces se propagent deux fissures qui finalement se rejoignent au centre de l'éprouvette (fig 3.10). La propagation proprement dite a lieu

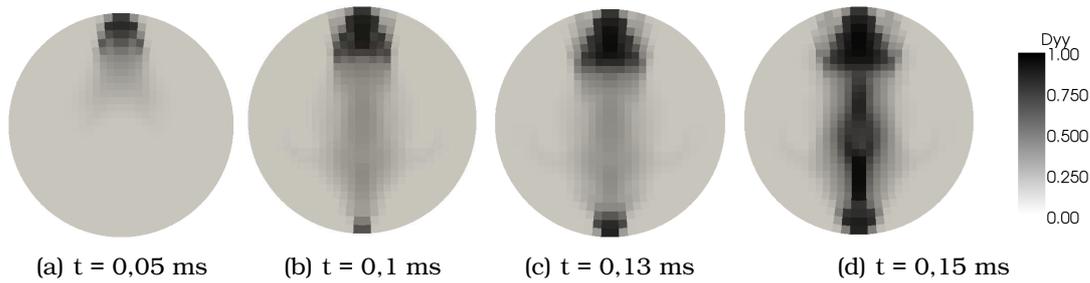
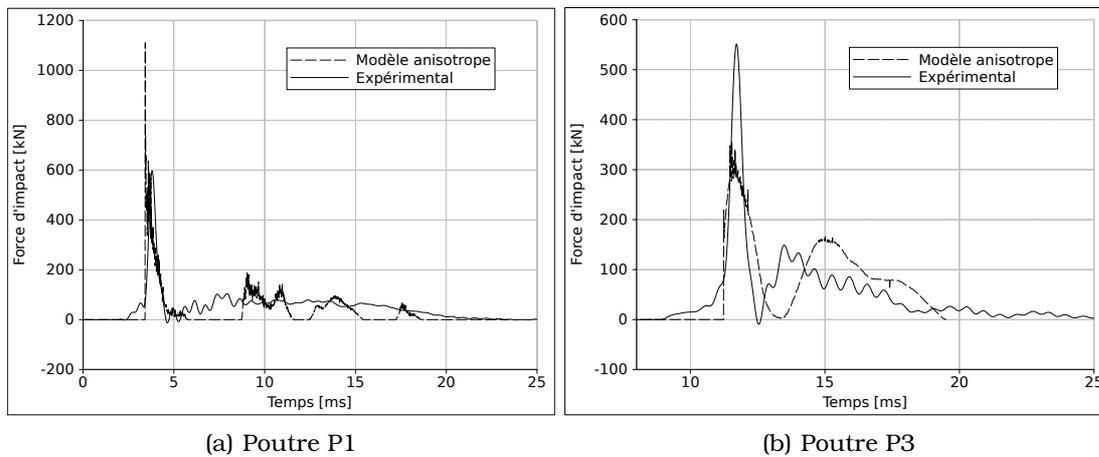
FIG. 3.10 : Propagation de l'endommagement D_{yy} 

FIG. 3.11 : Evolution de la force d'impact pour les impacts sur poutre

en moins de 0,05 ms, soit en une durée moindre que la fréquence d'acquisition de la caméra (qui était d'une image toutes les 0,166 ms).

Nous avons vu que la corrélation d'images avait permis de mettre en évidence que le champ de déplacement vertical U_z s'établissait avant le champ latéral U_y . Le résultat de la simulation numérique confirme cette observation [Chambart, 2009]. L'onde de chargement vertical atteint le bord inférieur au bout de 0,1 ms alors qu'il faut le double du temps pour que le champ horizontal s'établisse dans toute l'éprouvette. De plus, les essais sur tour de chute ont montré que la force d'impact était peu sensible à la vitesse d'impact mais en revanche directement proportionnelle à la longueur (mesurée suivant l'axe x). La simulation numérique reproduit bien cette dernière observation. En revanche, le calcul numérique exagère l'influence de la vitesse d'impact, elle est double pour la vitesse rapide alors qu'expérimentalement l'augmentation n'était que de quelques pourcents.

Les essais d'impact sur poutres en béton armé ont également été simulés. Les forces d'impact numériques et expérimentales sont comparées pour les poutres P1 (longue avec cadres) et P3 (courte sans cadres) (fig. 3.11). Les résultats obtenus sont satisfaisants pour la poutre courte P3 à l'exception du premier pic qui est sous-évalué par le calcul. La durée du premier pic et surtout la seconde phase de l'impact, correspondant à l'ouverture du cône de cisaillement sont assez bien reproduites. Pour la poutre longue, P1, la simulation donne des résultats moins satisfaisants. Le premier

pic d'effort est cette fois largement supérieur à la réponse expérimentale et surtout la partie post-pic montre une succession de rebonds que l'on n'observe pas au cours de l'essai. L'impact n'est pas assez amorti ; la dégradation du béton ne dissipe pas suffisamment d'énergie. Notons néanmoins que la valeur extrême de la force d'impact n'est représentée que par un unique point isolé qui peut être erroné. Si on ne tient pas compte de ce point, le premier pic d'impact est assez bien reproduit. On pourrait expliquer cette différence par la présence de bois entre le projectile et la poutre lors de l'essai et non représenté dans la simulation numérique. Cependant, le film de l'essai montre que cette fine couche de balsa s'écrase très rapidement (moins d'une milli-seconde) et d'autre part l'évolution de la force d'impact montre aussi (au tout début) que l'énergie dissipée dans le bois est relativement faible. Cette couche de bois a pour fonction d'amortir le premier pic pour protéger le capteur d'effort placé sur le projectile. La figure 3.12 représente l'évolution de l'endommagement pour les poutres P1 et P3 qui rompent respectivement en flexion et par cône de cisaillement. Pour la poutre P3, on observe successivement :

- endommagement "de flexion" en fibre inférieure ($t = 0,2$ ms),
- fissures verticales en fibre supérieure ($t = 1$ ms),
- développement d'une large zone endommagée délimitant un cône à la base de la zone d'impact.

L'évolution de l'endommagement représente assez bien dans le cas de la rupture par cône de cisaillement les différents phénomènes observés au cours de l'essai.

Pour la poutre P1 les résultats sont plus difficiles à analyser dans la mesure où des zones sont successivement sollicitées en traction puis en compression (ou l'inverse) si bien que des fissures s'ouvrent puis se referment. Au début de l'impact, la fibre supérieure est tendue et la fibre inférieure (à l'exception du milieu de la poutre) est comprimée. Par la suite on retrouve un état de flexion "quasi-statique", où les fissures s'ouvrent en fibre inférieure. Si l'on représente simplement la fissuration par l'endommagement comme pour la poutre P3, les fissures développées en début d'impact sembleraient ouvertes en même temps que celles de la fin, ce qui n'est pas réaliste puisque les premières sont refermées quand les secondes s'ouvrent. Si l'on regarde la première composante principale d'endommagement, le résultat est encore moins clair, car les différents états d'endommagement se superposent (dans différentes directions) et la structure paraît complètement endommagée alors que ce n'est pas le cas.

On voit apparaître ici un des problèmes de l'endommagement anisotrope : la représentation graphique de l'état d'endommagement de la structure. Ce point n'est pas encore totalement réglé mais des pistes sont proposées dans la thèse de M. Chambart [Chambart, 2009].

Les 2 mêmes cas test ont été simulés avec le modèle visco-plastique visco-endommageable isotrope introduit au chapitre 1 [Gatuingt et Pijaudier-Cabot, 2002] et également disponible dans Europlexus. La simulation numérique de l'essai brésilien dynamique s'arrête au bout de 0,1 ms. L'arrêt du calcul vient de l'existence d'éléments distordus (croisés) dans le maillage. Les éléments directement sous l'impact s'endommagent très rapidement du fait des contraintes de compression importantes qui se développent dans cette zone. On y atteint l'endommagement maximal D_{max}

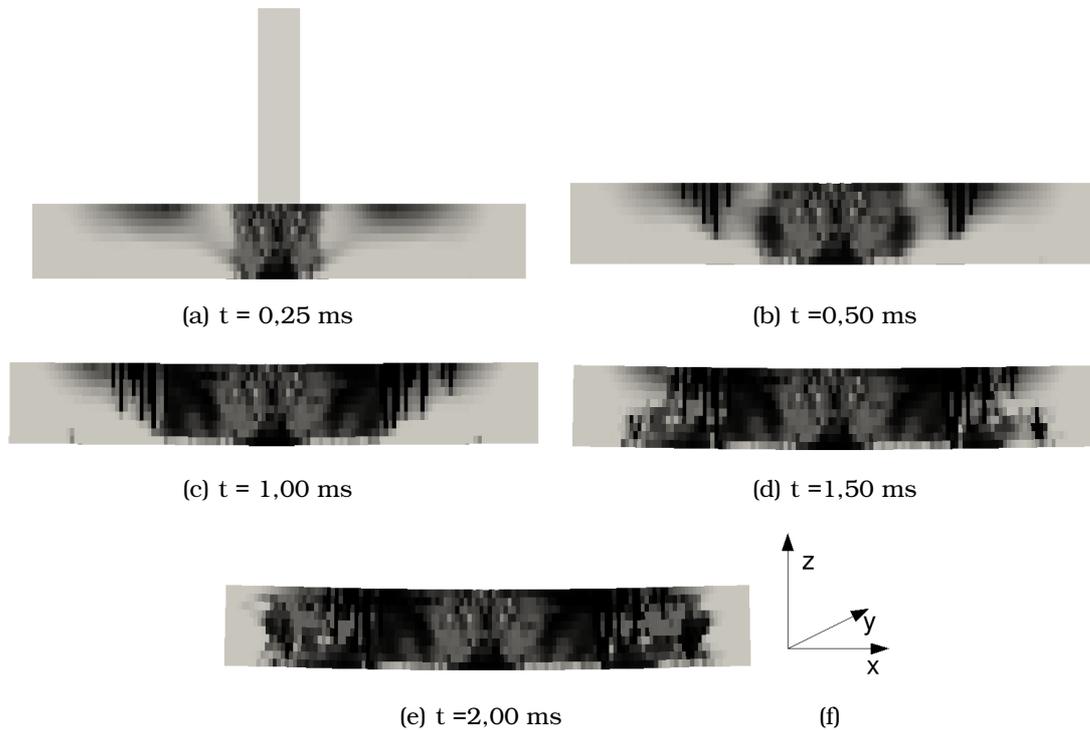


FIG. 3.12 : Carte d'endommagement avec le modèle anisotrope pour la poutre courte sans cadres P3

= 0,9999 très rapidement si bien que la raideur endommagée n'est plus égale qu'à 0,01 % de la raideur saine initiale. Comme on continue d'appliquer un chargement sur ces éléments, ils se déforment de manière importante, jusqu'à ce que les noeuds se croisent. Pour les simulations d'impact sur poutre, l'endommagement se localise au niveau de la zone d'impact, provoquant la perte de raideur totale des éléments et empêchant ainsi toute transmission de l'effort. Le calcul s'arrête lorsque les éléments sont trop déformés, soit aux alentours de 3 ms pour la poutre P1 et de 7 pour P3. De ces exemples nous pouvons en déduire qu'il est utile, voir nécessaire, de représenter l'anisotropie de l'endommagement pour calculer des structures en dynamique où l'application et la propagation du chargement a un rôle important dans le mécanisme de dégradation (sous l'impacteur, proche des appuis). En effet l'anisotropie induite de l'endommagement lui confère un caractère directionnel ce qui permet de conserver une raideur non nulle dans les directions non endommagées et ainsi de transmettre les efforts sans déformer de manière excessive les éléments. L'endommagement isotrope au contraire tend à localiser l'endommagement dans les zones où les conditions limites s'appliquent (impact, appuis) et de ce fait ne permet pas de représenter correctement la ruine des structures.

3.2.2 Élément de structure plus complexe

Dalle soumise à un souffle

Ces essais, réalisés au Centre d'études de Gramat (CEG) dans le cadre de la thèse de Pontiroli [Pontiroli, 1995], consistaient à étudier le comportement mécanique de dalles circulaires en béton armé soumises à une onde de souffle générée par une explosion proche. La simulation d'un de ces essais a été effectuée en collaboration S. Moulin et S. Potapov du département AMA (EDF-R&D, Clamart). L'objectif initial était de voir les possibilités offertes par le modèle anisotrope pour la simulation numérique d'un tel problème. Cette simulation donne des résultats très intéressants. D'une part la flèche maximale de la dalle est assez bien représentée, mais surtout, l'état d'endommagement est fidèle au résultat expérimental. La difficulté de ce cas test vient du fait que, en plus de l'amorçage et de la propagation des fissures, il nécessite de reproduire la coalescence, l'embranchement et la bifurcation des fissures, ce que fait bien le modèle développé. On constate également qu'il est capable de reproduire une propagation non continue des fissures (avec des temps d'arrêt dus aux réflexions d'ondes) [Chambart, 2009].

Essai d'impact de réacteur d'avion sur des dalles en béton armé

Bien que le modèle visco-plastique visco-endommageable isotrope ait montré ses limites pour des situations d'impact basse vitesse, celui-ci avait été développé pour représenter des phénomènes à plus grandes vitesses et pour lesquelles le confinement inertiel était important.

Dans une campagne expérimentale menée par [Sugano *et al.*, 1993a, Sugano *et al.*, 1993b] le réacteur qui équipe les chasseurs F-4 Phantom a été choisi comme projectile de référence pour être envoyé sur des dalles en béton armé. L'épaisseur des panneaux impactés, le pourcentage d'armature et la résistance limite en compression du béton étaient les paramètres des essais. Le programme expérimental avait consisté en des essais d'impact de projectiles d'échelles petites, intermédiaires et pleines.

De nombreuses simulations ont été effectuées lors de la thèse de G. Hervé et une partie est présentée dans un article [Hervé *et al.*, 2005] en fin de chapitre. Ces simulations ont permis de mettre en lumière la capacité de la loi de comportement utilisée à rendre compte de phénomène d'impact variés de manière réaliste. De plus, elle a aussi montré qu'elle ne se limitait pas à des cas académiques et que l'on pouvait même avec des données parcellaires représenter de manière satisfaisante le comportement dynamique d'un béton classique. Ces «Benchmarks» réussis, nous nous sommes permis d'appliquer l'usage de cette loi de comportement à une méthode de recherche de l'optimum de l'épaisseur d'un voile en béton soumis au choc d'un moteur de CESSNA 210. Le résultat était assez satisfaisant : avec une méthode extrêmement simple de dichotomie, nous avons convergé assez rapidement vers une épaisseur de voile de 44,6cm. Il a nécessité 5 itérations et un temps total de calcul de 2h50.

De plus, un certain nombre de démarches pour constituer une méthode d'obtention du signal d'impact d'un avion de grande taille sur une structure de taille inférieure ont été développées lors de sa thèse [Hervé, 2005], dans le cadre du transfert de champs en dynamique transitoire. Une fois le signal obtenu on peut effectuer le

calcul sur la structure entière en injectant celui-ci comme chargement [Ibrahimbegovic *et al.*, 2009].

3.3 Conclusions

Ce chapitre était consacré aux impacts sur structures. Dans un premier temps j'ai présenté quelques essais réalisés à l'aide de la tour de chute Orion du CEA Saclay. Ces essais sur structures sont importants afin de tester les possibilités et limites des simulations numériques telles que présentées ici. En effet, s'il est assez aisé de reproduire le comportement adoucissant d'une structure jusqu'au pic, il est beaucoup plus difficile de pouvoir mener une simulation jusqu'à la ruine. Nous avons également montré que l'emploi de techniques expérimentales modernes, telle que la corrélation d'images par exemple, permettaient d'obtenir des informations judicieuses pour les simulations numériques.

Il est ici intéressant de noter que les simulations numériques complexes mais robustes peuvent être utiles pour l'ingénierie. En effet, lorsque l'on s'intéresse à des structures sensibles (par exemple dans le nucléaire), les autorités de sûreté se préoccupent non seulement de l'intégrité de la structure mais également des effets de l'impact sur d'autres parties de celle-ci. C'est pourquoi il est non seulement important de bien modéliser le comportement local sous impact mais également de pouvoir simuler le comportement global de la structure. Cette voie a été en partie explorée lors de la thèse de G. Hervé avec des outils de transfert de champ. Une autre possibilité a été envisagée lors d'un mémoire de M2 en couplant l'approche TVRC [Rouch et Ladevèze, 2003] développée pour les moyennes fréquences au laboratoire et notre problématique. Cette dernière technique semble prometteuse et devrait donner suite à d'autres développements.

Chapitre 4

Conclusions et Perspectives

Nous avons présenté dans ce mémoire un certain nombre de travaux portant sur la modélisation de structures soumises à un impact. Nous avons pour cela tenté d'apporter notre contribution à la fois sur la modélisation du comportement des matériaux, les méthodes numériques de résolution que sur la validation de ces approches par l'intermédiaire d'essais sur structures. Notre volonté étant de pouvoir proposer, *in fine*, des outils utilisables en bureau d'étude pour le dimensionnement de structures.

C'est pourquoi dans un premier temps nous avons présenté plusieurs modèles de comportement adaptés à des problèmes dynamiques ainsi que les expérimentations associées. Nous avons ainsi pu mettre en avant l'intérêt d'utiliser un modèle d'endommagement anisotrope pour les problématiques d'impact à faible vitesse sur du béton. L'anisotropie permet de conserver une raideur dans les directions non endommagées et ainsi d'assurer la transmission de "l'information". Ceci a été bien illustré lors de la thèse de M. Chambart. Ensuite, le développement de méthodes numériques multiéchelle permet d'envisager la simulation numérique d'un impact sur une structure entière tout en conservant une représentation locale suffisamment précise pour correctement représenter les non-linéarités. L'ensemble de ces travaux devraient permettre de mieux appréhender le dimensionnement des structures soumises à des chargements sévères.

Je pense avoir obtenu une certaine expertise dans ce domaine. Ainsi, je participe, en tant que membre du conseil scientifique et seul universitaire, au projet international IRIS_2010 (Improving Robustness assessment methodologies of Impacted Structures) mené par l'Agence pour l'Energie Nucléaire de l'OCDE. Ce projet consiste dans un premier temps à définir des essais d'impact sur dalles en béton armé qui seront réalisés à VTT en Finlande. Ces essais serviront ensuite de base de données pour un benchmark international en aveugle (auquel nous participerons également) afin d'estimer les méthodes de dimensionnement et de vérification utilisées actuellement par les pays membre de l'OCDE. Un workshop final est prévu fin 2010 à Cachan pour permettre aux participants de discuter de leurs résultats et de proposer un guide d'application des différentes méthodes entrevues.

Enfin, plusieurs perspectives peuvent être envisagées au travail présenté dans ce mémoire :

- Un premier axe de recherche va nous conduire à aller plus loin vers la rupture lors des simulations. En effet, la thèse de M. Chambart a montré que même si

nous étions capable de mener un calcul assez loin, nous ne sommes pas encore en mesure de prédire précisément l'état final de la structure si celle-ci est trop dégradée. C'est pourtant un enjeu important dans le monde industriel : la structure sera-t-elle encore viable après "l'accident" ? Pour cela, il est important de pouvoir représenter correctement tous les phénomènes non linéaires qui apparaissent dans la structure. Nous devons donc tout particulièrement prêter attention à la liaison acier-béton (lieu de dissipations importantes) mais également pouvoir introduire le caractère discret de la fissuration (par les X-FEM, E-FEM ou autres). C'est pourquoi, en collaboration avec EDF et le CEA, A. Leroux démarre sa thèse à la suite du travail de M. Chambart. Son objectif et de pouvoir mener un calcul de structure jusqu'à la ruine complète de celle-ci.

- Un deuxième axe de recherche concerne l'ébranlement global des structures impactées. Cet aspect peut être primordial pour certaines installations industrielles ou non seulement la structure doit pouvoir résister localement à l'impact mais également ne pas induire d'accélération trop importante pour les équipements intérieurs. Ce problème consiste, par exemple, à calculer un spectre d'accélération à un endroit donné d'une structure mise en vibration par un chargement dynamique localisé. Les méthodes classiques de résolution, dérivées des problèmes sismiques, s'appuie sur une analyse modale dans laquelle le nombre de modes à prendre en compte peut vite s'avérer important. Cependant, une telle approche est vite mise en défaut lorsque la fréquence d'excitation augmente et que les moyens ou hautes fréquences de la structure viennent à être sollicités. C'est pourquoi, dans le cadre d'un stage de M2, nous avons proposé avec P. Rouch d'utiliser la TVRC (développée au LMT) pour s'attaquer à cette problématique. Les premiers résultats obtenus [Thai, 2009] semblent encourageant et nous souhaitons poursuivre dans cette voie.
- Enfin, le développement d'un modèle d'endommagement anisotrope présente l'avantage de représenter des directions privilégiées de "fissuration". Ces directions peuvent s'avérer utiles si l'on cherche à modéliser, par exemple, l'étanchéité résiduelle d'une structure suite à un accident. Il est nécessaire, pour cela, de relier l'état d'endommagement à une perméabilité du matériau. Dans cette optique la thèse de X. Jourdain, qui démarre cette année, devrait nous permettre de proposer un tenseur de perméabilité macro-scopique tri-dimensionnel. Pour cela nous nous appuierons sur un modèle hydro-mécanique couplé 3D à l'échelle meso-scopique, permettant de prédire la fissuration liée aux déformations gênées. En se basant sur le concept de "double porosité", la perméabilité du milieu fissuré est alors vue comme la "somme" d'une perméabilité diffuse et isotrope et d'une perméabilité "discrète" et orientée au sein des fissures (obtenues à l'aide d'une représentation des matériaux hétérogènes par un treillis de barres contenant des discontinuités "faibles"). Une étude expérimentale sera menée afin de valider les outils de modélisation développés.

Bibliographie

- [Abrams, 1917] ABRAMS, A. (1917). Effect of rate of application of load on the compressive strength of concrete. *ASTM J.*, 17:364–377.
- [Allix, 2001] ALLIX, O. (2001). A composite damage meso-model for impact problem. *Composite Science and Technology*, 61(15):2193–2205.
- [Allix et Deü, 1997] ALLIX, O. et DEÜ, J. (1997). Delay-damage modelling for fracture prediction of laminated composites under dynamic loading. *Engineering Transactions*, 45:29–46.
- [Allix et Ladevèze, 1992] ALLIX, O. et LADEVÈZE, P. (1992). Interlaminar interface modelling for the prediction of delamination. *Computers and structures*, 22:235–242.
- [Allix et al., 1998] ALLIX, O., LÉVÊQUE, D. et PERRET, L. (1998). Identification and forecast of delamination in composite laminates by an interlaminar interface model. *Composites Science and Technology*, 58:671–678.
- [Bailly, 1994] BAILLY, P. (1994). Une modélisation d'un matériau fragile avec prise en compte d'effets dynamiques. *Compte Rendu Académie des Sciences, Série II*, pages 727–732.
- [Besnard et al., 2006] BESNARD, G., HILD, F. et ROUX, S. (2006). Finite-element displacement fields analysis from digital images : application to portevin-le chatelier bands. *Experimental Mechanics*, 46:789–804.
- [Bischoff et Perry, 1991] BISCHOFF, P. et PERRY, S. (1991). Compressive behaviour of concrete at high strain rates. *Materials and Structures*, 24:425–450.
- [Boucard et al., 2000] BOUCARD, P., LADEVÈZE, P. et LEMOUSSU, H. (2000). A modular approach to 3d impact computation with frictional contact. *Computer & Structures*, 78:45–52.
- [Brara et Klepaczko, 1997] BRARA, A. et KLEPACZKO, J. (1997). Nouveau dispositif expérimental d'étude de la rupture par écaillage du béton. In *Communication–Congrès GEO*, Aussois–France.
- [Burlion, 1997] BURLION, N. (1997). *Compaction des bétons : éléments de modélisation et caractérisation expérimentale*. Thèse de doctorat, École Normale Supérieure de Cachan.
- [Camborde et Mariotti, 1999] CAMBORDE, F. et MARIOTTI, C. (1999). étude du comportement dynamique des matériaux fragiles par les éléments discrets. In *14ème Congrès Français de Mécanique–Toulouse'99*, CD-ROM.
- [CEB, 1988] CEB (1988). Concrete structures under impact and impulsive loading. *Bulletin d'Information*, (187).

- [Chaboche, 1993] CHABOCHE, J. L. (1993). Development of continuum damage mechanics for elastic solids sustaining anisotropic and unilateral damage. *Int. J. Damage Mechanics*, 2:311–329.
- [Chambart, 2009] CHAMBART, M. (2009). *Endommagement anisotrope et comportement dynamique des structures en béton armé jusqu'à la ruine*. Thèse de doctorat, École Normale Supérieure de Cachan.
- [Champaney et al., 2008] CHAMPANEY, L., BOUCARD, P. et GUINARD, S. (2008). Adaptive multi-analysis strategy for contact problems with friction. application to aerospace bolted joints. *Computational Mechanics*, 42(2):305–316.
- [Colantonio et Stainier, 1996] COLANTONIO, L. et STAINIER, L. (1996). Numerical integration of viscoplastic constitutive equations for porous materials. In *Numerical Methods in Engineering'96*, pages 28–34, John Wiley & Sons Ltd.
- [Combescure et Gravouil, 2002] COMBESCURE, A. et GRAVOUIL, A. (2002). A numerical scheme to couple subdomains with different time steps for predominantly linear transient analysis. *Computer methods in applied mechanics and engineering*, 191:1129–1157.
- [Corigliano et al., 1998] CORIGLIANO, A., FRASSINE, R. et RICCI, M. (1998). Rate-dependent fracture properties in the delamination of polymer-matrix composites. In *Proceedings of the WCCM-4*.
- [Crossman et Wang, 1982] CROSSMAN, F. et WANG, A. (1982). The dependence of transverse cracking and delamination on ply thickness in graphite/epoxy laminates. In REIFSNIDER, K., éditeur : *Damage in Composite Materials*, ASTM STP 775, pages 118–139.
- [Denoual, 1998] DENOUAL, C. (1998). *Approche probabiliste du comportement à l'impact du carbure de silicium : application aux blindages moyens*. Thèse de doctorat, École Normale Supérieure de Cachan.
- [Desmorat et al., 2004] DESMORAT, R., GATUINGT, F. et RAGUENEAU, F. (2004). Explicit evolution law for anisotropic damage : application to concrete structures. In *NATO Advanced Research Workshop – Multi-physics and Multi-scale Computer Models in Non-linear Analysis and Optimal Design of Engineering Structures Under Extreme Conditions*, Bled (Slovenia).
- [Deü, 1997] DEÛ, J. (1997). *Rupture des composites stratifiés sous chargement dynamique : Appoport des méso-modèles avec endommagement retardé*. Thèse de doctorat, École Normale Supérieure de Cachan.
- [Dragon, 1996] DRAGON, A. (1996). Modélisation de l'endommagement par mésofissuration : comportement unilatéral et anisotropie induite. *C. R. Acad. Sci., Série IIb*, 322:275–282.
- [Dubé et al., 1997] DUBÉ, J., KANJI NANJI, A. et WIELGOSZ (1997). Comportement du béton en dynamique rapide. In *J. Phys. IV, supplément au journal de physique III d'août 1997*, France.
- [Farhat et al., 1995] FARHAT, C., CHEN, P. et MANDEL, J. (1995). A scalable lagrange multiplier based domain decomposition method for time-dependent problems. *Int Jal for Numerical Methods in Engineering*, 38:3831–3853.

- [Faucher et Combescure, 2003] FAUCHER, V. et COMBESCURE, A. (2003). A time and space mortar method for coupling linear modal subdomains and non-linear subdomains in explicit structural dynamics. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 192:509–533.
- [Garg, 1988] GARG, A. (1988). Delamination? a damage mode in composite. *Fracture Mechanics*, 29:557–584.
- [Gatuingt, 1999] GATUINGT, F. (1999). *Prévision de la rupture d'ouvrages en béton sollicités en dynamique rapide*. Thèse de doctorat, École Normale Supérieure de Cachan.
- [Gatuingt et Desmorat, 2006] GATUINGT, F. et DESMORAT, R. (2006). Dynamic anisotropic damage computations of concrete structures. In et AL., F. D., éditeur : *Proc. First Euro Mediterranean Symposium on Advances in Geomaterials and Structures*, pages 477–482.
- [Gatuingt et Pijaudier-Cabot, 2002] GATUINGT, F. et PIJAUDIER-CABOT, G. (2002). Coupled damage and plasticity modelling in transient dynamic analysis of concrete. *Int. J. Numer. Anal. Meth. Geomec.*, 26(1):1–24.
- [Gatuingt et al., 2006] GATUINGT, F., RAGUENEAU, F. et DESMORAT, R. (2006). Implantation numérique d'un modèle d'endommagement anisotrope non-local. *Revue Européenne de Génie Civil*, 10(3):391–404.
- [Gravouil et Combescure, 2001] GRAVOUIL, A. et COMBESCURE, A. (2001). Multi time step explicit-implicit method for non-linear structural dynamics. *International Journal For Numerical Methods In Engineering*, 50:199–225.
- [Guimard et al., 2009] GUIMARD, J.-M., ALLIX, O., PECHNIK, N. et THÈVENET, P. (2009). Characterization and modeling of rate effects in the dynamic propagation of mode-II delamination in composite laminates. *International Journal of Fracture*.
- [Hautefeuille, 2009] HAUTEFEUILLE, M. (2009). *Numerical Modeling strategy for Heterogeneous Materials : A FE Multi-scale and Component-based Approach*. Thèse de doctorat, École Normale Supérieure de Cachan.
- [Herakovitch, 1998] HERAKOVITCH, C. T. (1998). *Mechanics of fibrous composites*. John Wiley & sons Inc.
- [Herakovitch et al., 1984] HERAKOVITCH, C. T., POST, D., BUCZEK, M. B. et CZARMEK, R. (1984). Free edge strain concentration in real composite laminates : experimental-theoretical correlation. *J. of Appl.*, 52(4):787–793.
- [Herry et al., 2002] HERRY, B., DI VALENTIN, L. et COMBESCURE, A. (2002). An approach to the connection between subdomains with non-matching meshes for transient mechanical analysis. *International Journal For Numerical Methods In Engineering*, 55:973–1003.
- [Hervé et al., 2005] HERVÉ, G., GATUINGT, F. et IBRAHIMBEGOVIC, A. (2005). On numerical implementation of a coupled rate dependent damage-plasticity constitutive model for concrete in application to high-rate dynamics. *Engineering Computations*, 22(5-6):583–604.
- [Hervé, 2005] HERVÉ, G. (2005). *Simulation du comportement sous impact de structures en béton armé*. Thèse de doctorat, École Normale Supérieure de Cachan.

- [Highsmith et Reifsnider, 1982] HIGHSMITH, A. et REIFSNIDER, K. (1982). Stiffness reduction mechanism in composite material. In REIFSNIDER, K., éditeur : *Damage in Composite Materials*, ASTM STP 775, pages 103–117.
- [Hild et al., 2002] HILD, F., RAKA, B., BAUDEQUIN, M., ROUX, S. et CANTELAUBE, F. (2002). Multi-scale displacement field measurements of compressed mineral wool samples by digital image correlation. *Applied Optics*, 41:6815–6828.
- [Hopkinson, 1914] HOPKINSON, B. (1914). A method of measuring the pressure produced in the detonation of high explosives or by the impact of bullets. *Phil. Trans. Roy. Soc. of London, Serie A.213*, pages 437–452.
- [Ibrahimbegovic et al., 2009] IBRAHIMBEGOVIC, A., HERVE, G. et VILLON, P. (2009). Nonlinear impact dynamics and field transfer suitable for parametric design studies. *Engineering Computations*, 26(1-2):185–204.
- [Ibrahimbegovic et al., 2003] IBRAHIMBEGOVIC, A., MARKOVIC, D. et GATUINGT, F. (2003). Constitutive model of coupled damage-plasticity and its finite element implementation. *Revue Eur. des Elements Finis*, 12(4):381–405.
- [Johnson, 1985] JOHNSON, W. S. (1985). *ASTM special Technical Publication*. Numéro 876.
- [Kolsky, 1953] KOLSKY, H. (1953). *Stress waves in solids*. Clarenton Press, Oxford.
- [Kotsovos, 1983] KOTSOVOS, M. (1983). Effect on testing techniques on the post-ultimate behaviour of concrete in compression. *Materiaux et construction*, 16(91).
- [Ladevèze, 1983] LADEVÈZE, P. (1983). On an anisotropic damage theory. In *Failure criteria of structured media*, pages 355–363, Villars-de-Lans.
- [Ladevèze, 1995] LADEVÈZE, P. (1995). Modeling and simulation of the mechanical behavior of cmcs. *High Temperature Ceramic-Matrix Composite*, A. G. Evans and R. Naslain eds, *Ceramic Transaction*, 57:53–64.
- [Ladevèze, 1999] LADEVÈZE, P. (1999). *Nonlinear Computational Structural Mechanics - New Approaches and Non-Incremental Methods of Calculation*. Springer-Verlag.
- [Ladevèze et al., 2002] LADEVÈZE, P., NOUY, A. et LOISEAU, O. (2002). A multiscale computational approach for contact problems. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering Software*, 191:4869–4891.
- [Le Nard et Bailly, 1996] LE NARD, H. et BAILLY, P. (1996). Simulation de la compression dynamique de cylindre en béton. In *Communication–Congrès GEO*, Aussois–France.
- [Lemaitre et Chaboche, 1992] LEMAITRE, J. et CHABOCHE, J. (1992). *Mécanique des matériaux solides*. Dunod.
- [Lemaitre et Desmorat, 2005] LEMAITRE, J. et DESMORAT, R. (2005). *Engineering Damage Mechanics : Ductile, Creep, Fatigue and Brittle Failures*. Springer.
- [Markovič, 2004] MARKOVIČ, D. (2004). *Modélisation multi-échelle de structures hétérogènes aux comportements anélastiques non-linéaires*. Thèse de doctorat, École Normale Supérieure de Cachan.
- [Mazars, 1984] 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, Doctorat d'état de l'Université Paris VI, France.

- [Mazars *et al.*, 1990] MAZARS, J., BERTHAUD, Y. et RAMTANI, S. (1990). The unilateral behaviour of damaged concrete. *Engineering Fracture Mechanics*, 35(4):629–635.
- [Mazars et Pijaudier-Cabot, 1989] MAZARS, J. et PIJAUDIER-CABOT, G. (1989). Continuum damage theory - application to concrete. *Journal of Engineering Mechanics ASCE*, 115:345–365.
- [Melnyk, 2007] MELNYK, S. (2007). *Modélisation du comportement inélastique non-linéaire des matériaux hétérogènes : Apport des maillages structurés*. Thèse de doctorat, École Normale Supérieure de Cachan.
- [Needleman et Tvergaard, 1984] NEEDLEMAN, A. et TVERGAARD, V. (1984). An analysis of ductile rupture in notched bars. *Journal of Physics and mechanics of Solids*, 32:461–490.
- [Odièvre *et al.*, 2009] ODIÈVRE, D., BOUCARD, P. et GATUINGT, F. (2009). A parallel, multiscale domain decomposition method for the transient dynamic analysis of assemblies with friction. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*.
- [Pontiroli, 1995] PONTIROLI, C. (1995). *Comportement au souffle des structures en béton armé*. Thèse de doctorat, École Normale Supérieure de Cachan.
- [Ragueneau *et al.*, 2008] RAGUENEAU, F., DESMORAT, R. et GATUINGT, F. (2008). Anisotropic damage modelling of biaxial behaviour and rupture of concrete structures. *Computers and Concrete*, 5(4):417–434.
- [Riera, 1989] RIERA, J. (1989). Penetration, scabbing and perforation of concrete structures hit by solid missiles. *Nuclear Engineering and Design*, 115:121–131.
- [Rossi, 1991] ROSSI, P. (1991). Influence of cracking in the presence of free water on the mechanical behaviour of concrete. *Magazine of concrete research*, 43(154):53–57.
- [Rouch et Ladevèze, 2003] ROUCH, P. et LADEVÈZE, P. (2003). The variational theory of complex rays : a predictive tool for medium-frequency vibrations. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 192(28-30):3301–3315.
- [Roux et Hild, 2008] ROUX, S. et HILD, F. (2008). Digital image mechanical identification (dimi). *Experimental Mechanics*, 48:495–508.
- [Safa, 2008] SAFA, K. (2008). *Mise au point d'un essai de compaction dynamique. Application au béton*. Thèse de doctorat, Ecole Polytechnique.
- [Sercombe, 1997] SERCOMBE, J. (1997). *Modélisation du comportement du béton en dynamique rapide*. Thèse de doctorat, École National des Ponts et Chaussées.
- [Suaris et Shah, 1984] SUARIS, W. et SHAH, S. (1984). Rate sensitive damage theory for brittle solids. *Journal of Engineering Mechanics*, 110(6):985–997.
- [Sugano *et al.*, 1993a] SUGANO, T., TSUBOTA, H. and. Kasai, Y., KOSHIKA, N., OHNUMA, H., VON RIENSE- MANN, W., BICKEL, D. et PARKS, M. (1993a). Local damage to reinforced concrete structures caused by impact of aircraft engine missiles ? part 1. test program, method and results. *Nuclear Engineering and Design*, 140:387–405.
- [Sugano *et al.*, 1993b] SUGANO, T., TSUBOTA, H. and. Kasai, Y., KOSHIKA, N., OHNUMA, H., VON RIENSE- MANN, W., BICKEL, D. et PARKS, M. (1993b). Local damage to reinforced concrete structures caused by impact of aircraft engine missiles ? part 2. evaluation of test results. *Nuclear Engineering and Design*, 140:407–423.

- [Talreja, 1985] TALREJA, R. (1985). Transverse cracking and stiffness reduction in composite laminates. *J. of Comp. Mat.*, 19:355–375.
- [Tedesco *et al.*, 1993] TEDESCO, J., ROSS, C. et KUENNEN, S. (1993). Experimental and numerical analysis of high strain ratesplitting tests. *ACI Materials journal*, 90:162–169.
- [Thai, 2009] THAI, N. (2009). Etude de la réponse en moyenne fréquences d'une enceinte de confinement par la théorie variationnelle des rayons complexes. Mémoire de D.E.A., LMT Cachan, Master MSE.
- [Toutlemonde, 1994] TOUTLEMONDE, F. (1994). *Résistance au choc des structures en béton*. Thèse de doctorat, École National des Ponts et Chaussées.
- [Vu, 2007] VU, X. (2007). *Caractérisation expérimentale du béton sous fort confinement : influences du degré de saturation et du rapport eau/ciment*. Thèse de doctorat, Université Joseph Fourier - Grenoble I.
- [Zaoui *et al.*, 1993] ZAOUÏ, A., PINEAU, A. et FRANÇOIS, D. (1993). *Comportement mécanique des matériaux*. Hermès-Paris.
- [Zienkiewicz et Taylor, 2000] ZIENKIEWICZ, O. C. et TAYLOR, R. L. (2000). *The Finite Element Method, Volume I, II, III*. Butterworth Heineman.

Annexe : Notice Individuelle

Curriculum vitæ

ETAT CIVIL ET COORDONNÉES

Fabrice GATUINGT

2 enfants

Nationalité Française

Coordonnées professionnelles :

LMT Cachan

(ENS Cachan/CNRS/UPMC/PRES UniverSud Paris)

61 av. du Président Wilson,

94230 Cachan

Tél : 01 47 40 74 77 / Fax : 01 47 40 74 65

Mel : gatuingt@lmt.ens-cachan.fr

Coordonnées personnelles :

2, Place Henri Barbusse

B6, Résidence Le Cèdre

92350 Le Plessis Robinson

Tél : 06 78 52 06 57

EXPÉRIENCES PROFESSIONNELLES

- Depuis Sept. 2000 **Maître de Conférences**
ENS de Cachan, département Génie Civil
LMT Cachan (UMR 8535)
- 1999 - 2000 **Post-doctorat**
CEA Saclay
Sujet : *Méthodes numériques avancées de représentation de fissures localisées*. Responsable : Alain Millard
- 1996 - 1999 **Doctorat** de Mécanique, Génie Mécanique, Génie Civil
LMT Cachan
Sujet : *Prévision de la rupture des ouvrages en béton sollicités en dynamique rapide*.
Directeur de Thèse : Gilles Pijaudier-Cabot
- 1995 - 1996 **Scientifique du Contingent**
Ecole Supérieure et d'Application du Génie (Angers)
- 1991 - 1995 Elève professeur stagiaire à l'ENS de Cachan

FORMATION ET DIPLÔMES

- Décembre 1999 **Doctorat** de Mécanique, Génie Mécanique, Génie Civil (Mention très honorable)
ENS Cachan
- Juin 1995 **DEA** Matériaux Avancés et Ingénierie des Structures dans leur Environnement (Mention Bien)
Option structure
Université Pierre et Marie Curie / ENS Cachan
- Juin 1994 Admission à l'**Agrégation** Externe de Génie Civil (Rang 5)
- 1991 - 1993 **Licence** et **Maîtrise** de génie civil
Université Pierre et Marie Curie / ENS Cachan
- Juillet 1991 Admission à l'ENS de Cachan

Résumé des travaux de recherche

Thèmes de recherche

- Etude du comportement dynamique des matériaux
- Modélisation EF avancée
- Analyse numérique (schémas d'intégration, méthodes de résolution, ...)
- Méthodes multi-échelles de calcul de structure
- Caractérisation de l'endommagement dans les matériaux fragiles

Nombre de publications

- 12 articles dans des revues à comité de lecture dont 9 internationales + 3 en soumission.
- 22 actes de colloques internationaux
- 2 chapitres dans des ouvrages

Encadrement de thèse

- Chloé Dupleix
- Marion Chambart
- David Odièvre
- Guillaume Hervé
- Damijian Markovic

Résumé de la recherche

Mes activités de recherche s'articulent autour de deux grands axes : le développement de lois de comportement adaptées aux besoins de l'ingénierie et les simulations numériques liées à l'utilisation de celles-ci sur des problématiques réelles et concrètes de dimensionnement de structures. Ainsi, si l'on s'intéresse par exemple aux impacts sur structures, la dégradation de la structure sous l'impact influe fortement sur la façon dont le reste de celle-ci va être sollicitée. Il est donc important de pouvoir mener une étude qui permet de couvrir l'ensemble de ces phénomènes, chose encore inaccessible en bureau d'étude. Dans ce cadre, il apparaît nécessaire d'avoir une bonne compréhension des phénomènes locaux au sein du matériau sous l'impact mais également de pouvoir calculer la réponse globale de la structure. J'ai ainsi pu dans ces thématiques participer à l'encadrement de 5 thèses de doctorat.

Les résultats obtenus ont permis de fournir aux ingénieurs de bureau d'étude des modèles de comportement fiables et robustes. Il est ainsi possible d'envisager utiliser des simulations numériques complexes pour le dimensionnement de structures. Ceci constitue l'apport le plus important de mon travail.

Développement de modèle de comportement :

Dans le cadre de la thèse de D. Markovic, nous nous sommes dans un premier temps attaché à modéliser le comportement du béton par un couplage original de la plasticité et de l'endommagement. Le travail de D. Markovic a permis de développer un cadre théorique général d'un modèle couplant deux phénomènes de base du comportement anélastique. L'originalité par rapport aux modèles précédents de ce type a été d'utiliser un critère d'élasticité valable à la fois pour la plasticité et l'endommagement. Dans cette approche, une déformation d'endommagement est introduite (de manière identique à la déformation plastique) ce qui permet de découpler les phénomènes au niveau de la résolution numérique. Il est alors possible de paralléliser celle-ci et ainsi obtenir un schéma d'intégration implicite robuste et rapide. Cette démarche originale peut aisément être étendue à des couplages de toutes sortes (physico-chimique par exemple). Suite à cela, nous avons proposé de modéliser le béton par une approche multi-échelle de matériaux constitués de plusieurs phases. Ceci nous a permis d'utiliser une modélisation fine et réaliste du matériau au niveau du chargement tout en conservant un modèle de comportement homogénéisé plus simple loin de celui-ci afin d'être capable de réaliser des simulations numériques de la structure entière.

Dans le prolongement de cette étude, avec la thèse de G. Hervé, nous avons proposé une méthodologie pour le dimensionnement d'une structure en béton armé soumise à la chute d'un avion, problématique très importante de nos jours pour l'ingénierie nucléaire. Ce travail était le fruit d'une collaboration avec le CEA/DAM. Pour cela, G. Hervé a dans un premier temps utilisé la loi de comportement développée durant mon doctorat tout en améliorant l'implantation numérique de celle-ci dans LS-DYNA. Afin de tester la robustesse de celle-ci et de vérifier la pertinence des équations constitutives du modèle de comportement, nous avons simulé des essais d'impact réalisés au Sandia Laboratory. Les résultats obtenus ont permis de montrer que des simulations numériques "réalistes" à l'aide d'une loi de comportement de béton adaptée permet de rendre compte de l'interaction entre le projectile et la structure et ainsi de mieux appréhender les phénomènes locaux et globaux. Ces simulations ont également prouvé la robustesse de l'implantation numérique lors de simulations complexes.

Suite à cela, il s'est avéré que le besoin industriel pour des impact de plus faible vitesse (chute gravitaire de charges) était également important. Or, les modèles d'endommagement isotrope ne permettent pas bien de modéliser ce type de chargement. Ceci s'explique par le fait que l'endommagement en compression qui apparaît sous l'impact et qui fait chuter rapidement la raideur du matériau ne permet plus la transmission du chargement. J'ai pour cela développé avec R. Desmorat et F. Ragueneau un modèle d'endommagement anisotrope. L'implantation numérique de ce modèle a été conduite dans deux codes (CAST3M et EUROPLEXUS). Il est alors apparu nécessaire de développer une procédure particulière pour la gestion de la rupture. Ce modèle a été étendu au cas de la dynamique dans le cadre de la thèse de M. Chambart (collaboration CEA Saclay). Différentes voies pour la prise en compte des effets de vitesse dans le matériau ont été explorées. Afin de valider l'approche retenue, une campagne expérimentale d'impact sur des poutres en béton armé a également été développée grâce à la tour de chute Orion du CEA. Dans ce travail de thèse M. Chambart s'est intéressée également au problème de la localisation des déformations qui appa-

rait lorsque l'on utilise des modèles de comportement adoucissant et aux méthodes de régularisation adaptées au cadre de la dynamique transitoire.

Méthodes numériques et modélisation EF avancées :

Le découplage total des phénomènes locaux et globaux lors d'une approche de type ingénierie n'est pas satisfaisante lorsque l'on s'intéresse à un impact sur des bâtiments classiques (choc d'un avion commercial par exemple). C'est pourquoi dans la thèse de G. Hervé a également été développée une méthode simplifiée mais réaliste permettant de mieux prendre en compte l'interaction entre la structure en béton et l'avion lors du choc. Ceci a été rendu possible à l'aide des techniques de transfert de champs développées par P. Villon de l'UTC. Il est alors ensuite possible d'avoir un chargement équivalent mais réaliste à appliquer à la structure entière afin d'étudier l'ébranlement global de celle-ci.

Suite à ce travail de modélisation, il restait à mieux prendre en compte l'incertitude qui existe sur les paramètres qui permettent de représenter au mieux le comportement réel du matériau. Le travail de thèse de D. Odièvre porte ainsi sur la prise en compte dans le calcul des structures en dynamique de la variabilité des paramètres caractéristiques de la modélisation. Pour cela, nous développons une stratégie de calcul multirésolution multiéchelle en dynamique, apte à prendre en compte les variabilités paramétriques, tout en diminuant de façon drastique le coût de calcul par rapport aux approches conventionnelles. L'algorithme de résolution utilisé est ainsi basé sur la méthode LATIN développée au LMT Cachan mais adaptée au cas de la dynamique. Il est fondé sur une méthode mixte qui traite à la fois des vitesses et des inter-efforts sur les interfaces des sous-domaines introduits. Dans ce travail, D. Odièvre a adapté la vision à deux échelles de l'algorithme précédemment développé dans un cadre statique. Cet aspect multiéchelle a rendu la méthode extensible et a considérablement amélioré le taux de convergence. Cette méthode de résolution est ensuite utilisée au sein d'une stratégie de calcul multirésolution ce qui permet de mener à moindre coût des études paramétriques (simulations pour différentes valeurs de paramètres).

Enfin le travail de thèse de C. Dupleix, s'éloigne un peu de cette problématique béton pour étudier le comportement des composites. Il s'agit ici d'être capable de simuler la rupture de panneaux de composite soumis à un choc. Un des modes endommagements le plus important dans le domaine de la vulnérabilité des composites est celui du délaminage en choc "mou", délaminage qui présente la particularité d'être très étendu et de ne pas être visible. La simulation de très grands délaminages en dynamique de façon réaliste est totalement hors de portée des codes industriels et même des codes recherches les plus avancés en raison des aspects multi-échelle spatio-temporels particulièrement marqués du problème. Le contexte très non linéaire de la propagation de plusieurs fissures de grandes dimensions ajoute bien évidemment un niveau de complexité considérable. Le couplage très forts des aspects locaux et globaux du phénomène fait qu'il n'existe pas aujourd'hui de méthodologie permettant de simuler un tel phénomène. L'enjeu de la thèse de C. Dupleix est justement le développement de telles méthodologies, passage essentiel pour pouvoir avoir des outils d'analyse robustes de ces phénomènes. De tels outils pourront ensuite être utilisés par exemple pour la certification d'éléments de structures d'avion où les simula-

tions sont utilisées comme support dans l'objectif de réduire au maximum le nombre d'essais. Ils pourront également permettre, notamment en utilisant une modélisation précise des matériaux, de valider un design retenu.

Production scientifique

Reuves avec comité de lecture

En soumission

1. Desmorat R., Chambart M., Gatuingt F. and Guilbaud D., "Delay-damage versus nonlocal regularizations for impact computations with induced anisotropic damage", *Engineering Fracture Mechanics*, soumis. (Impact Factor 2007 : 1.227)
2. Boucard P.A., Odièvre D., Gatuingt F., "A parallel and multiscale strategy for parametric studies of transient dynamic analysis with friction", *Int. J. for Num. Meth. in Eng.*, en cours.
3. Chambart M., Desmorat R. and Gatuingt F., "Dissipation due to damage for an anisotropic delay-damage model : Application to reinforced concrete structures under dynamics", en cours.
4. Allix O., Dupleix C., Gatuingt F. and Malherbe B., "Towards a domain decomposition with continuous macro-scale for the multiscale analysis of large delamination in dynamic", *Computational Mechanics*, en cours. (Impact Factor 2008 : 1.638)

Reuves internationales

1. Odievre D., Boucard P.A., Gatuingt F., "A parallel and multiscale domain decomposition method for transient dynamic analysis of assemblies with friction", *Comp. Meth. in Applied Mech. and Eng.*, en ligne, 2009. (Impact Factor 2006 : 2.015)
2. Desmorat R., Gatuingt F. and Ragueneau F., "Non standard thermodynamics framework for robust computations with induced anisotropic damage", *Int. J. Damage Mechanics.*, en ligne, 2009. (Impact Factor 2006 : 0.743)
3. Ragueneau F., Desmorat R. and Gatuingt F., "Anisotropic damage modelling of biaxial behaviour and rupture of concrete structures", *Computers and Concrete.*, Vol. 5, No 4, pp 417-434, 2008. (Impact Factor 2008 : 0.351)
4. Forquin P., Gary G. and Gatuingt F. "A testing technique for concrete under confinement at high rates of strain", *Int. J. of Impact Engineering*, Vol 35, pp 425-446, 2008. (Impact Factor 2007 : 0.824)
5. Desmorat R., Gatuingt F. and Ragueneau F., "Local and nonlocal anisotropic damage model for quasi-brittle materials", *Engineering Fracture Mechanics*, Vol 74, pp 1539-1560, 2007. (Impact Factor 2007 : 1.227)
6. Hervé G., Gatuingt F. and Ibrahimbegovic A., "On numerical implementation of a coupled rate dependant damage-plasticity constitutive model for concrete in application to high-rate dynamic", *Engineering Computations*, Vol 22, n° 5-6, pp 583-604, 2005. (Impact Factor 2006 : 0.705)
7. Ragueneau F. and Gatuingt F., "Inelastic behavior modeling of concrete in low and high strain rate dynamics", *Computer and Structures*, Vol. 81, Issue 12, pp 1287-1299, 2003. (Impact Factor 2006 : 0.846)

8. Gatuingt F. and Pijaudier-Cabot G., "Coupled damage and plasticity modelling in transient dynamic analysis of concrete", *Int. J. Numer. Anal. Meth. Geomec.*, Vol 26, pp 1-24, 2002. (Impact Factor 2006 : 0.797)
9. Burlion N., Gatuingt F., Pijaudier-Cabot G and Daudeville L., "Compaction and tensile damage in concrete : constitutive modelling and application to dynamics.", *Comp. Meth. in Applied Mech. and Eng.*, Vol. 183 (3-4), pp. 291-308, 2000. (Impact Factor 2006 : 2.015)

Reuves européennes et nationales

10. Gatuingt F., Desmorat R., Chambart M., Combescure D. and Guilbaud D., "Anisotropic 3D delay-damage model to simulate concrete structures", *European Journal of Computational Mechanics*, Vol. 17, pp 749-760, 2008.
11. Gatuingt F., Ragueneau F. and Desmorat R., "Implantation numérique d'un modèle d'endommagement anisotrope non-local", *Revue Européenne de Génie Civil*, Vol. 10, n°3, pp 391-404, 2006.
12. Ibrahimbegovic A., Markovic D. and Gatuingt F., "Constitutive model of coupled damage-plasticity and its finite element implementation", *Revue Européenne des Elements Finis*, Vol. 12, n°4, pp 381-405, 2003.

Chapitre d'ouvrage

1. Gatuingt F., "Rate dependent behaviour and modelling for transient analyses", in *Mechanical Behavior of Concrete*, Ed. Torrenti JM - Reynouard JM - Pijaudier-Cabot G., Hermes, (40 pages).
2. Gatuingt F. and Pijaudier-Cabot G., "Gurson's plasticity coupled to damage as a CAP model for concrete compaction in dynamics", in *Constitutive Modeling of Geomaterials*, CRC Press, pp. 12-24, 2003.

Ouvrages pédagogiques

1. Delaplace A., Gatuingt F. et Ragueneau F., "Mécanique des Structures – Résistance des Matériaux", Ed. Dunod, (224 pages).

Conférences internationales avec actes

1. Odièvre D., Boucard P.A. and Gatuingt F., "A mixed and multiscale domain decomposition approach for transient dynamic analysis", *The First International Conference on Parallel, Distributed and Grid Computing for Engineering*, Pécs, Hungary, 2009.
2. Chambart M., Desmorat R., Gatuingt F and Guilbaud D., "Dissipation due to damage for an anisotropic 3D delay-damage model. Application to reinforced concrete structures under impact loading", *COMPADYN 2009, Computational Methods in Structural Dynamics and Earthquake Engineering*, Greece, 2009.

3. Odièvre D., Boucard P.A. and Gatuingt F., "A multiscale method for transient dynamic analysis of 3D assemblies with frictional contact", Ninth International Conference on Computational Structures Technology CST 2008, Greece, 2008 (16 pages).
4. Odièvre D., Boucard P.A. and Gatuingt F., "A multiscale computational strategy for assembly of structures in dynamics", COMPDYN 2007, Computational Methods in Structural Dynamics and Earthquake Engineering, Rethymno-Greece, 2007 (9 pages).
5. Desmorat R., Gatuingt F. and Ragueneau F., "Thermodynamics framework for robust computations with induced anisotropic damage", Fracture Mechanics of Concrete and Concrete Structures, FraMCoS-6, 2007 (8 pages).
6. Forquin P., Gary G. and Gatuingt F., "A testing technique of confined compression for concrete at high rates of strain", ICEM13 International Conference on Experimental Mechanics, Alexandroupolis-Greece, 2007 (10 pages).
7. Gatuingt F., Desmorat R. and Ragueneau F., "FE computations of rupture with an anisotropic damage model", Computational Modelling of Concrete Structures, Euro-C 06, Mayrhofen-Austria, 2006 (8 pages).
8. Gatuingt F., Desmorat R., "Dynamic anisotropic damage computations of concrete structures", Proc. First Euro Mediterranean Symposium on Advances in Geomaterials and Structures, Hammamet-Tunisia, Ed. F. Darve et al., pp 477-482, 2006.
9. Hervé G., Gatuingt F., Ibrahimbegovic, "Numerical simulation of a smooth impact on a concrete structure by time-space decomposition", Eccomas 2004, Fourth European Congress on Computational Methods in Applied Sciences and Engineering, Jyväskylä-Finland, 2004 (9 pages).
10. Gatuingt F., Hervé G., Ibrahimbegovic, "Local response of a concrete slab submitted to a smooth or an hard impact", COMPLAS2003, VII International Conference on Computational Plasticity, Barcelona-Spain, 2003 (10 pages).
11. Gatuingt F., Markovic D., Ibrahimbegovic, "A New look on Cap Model : Formulation and FE Implementation", WCCM5, Fifth World Congress on Computational Mechanics, Vienne-Austria, 2002 (10 pages).
12. Gatuingt F. and Pijaudier-Cabot G., "Coupled Gurson plasticity and damage model for concrete structures in dynamics", Meeting ASME EN2002, Colombia University, New York-USA, 2002 (8 pages).
13. Gatuingt F., Pijaudier-Cabot G., "Computational modelling of concrete structures subjected to explosion and perforation", Proc. ECCOMAS 2000, Conf. on Num. Meth. in Engrg., Barcelona-Spain, 2000 (5 pages).
14. Gatuingt F., Daudeville L., Pijaudier-Cabot G., "Compaction and tensile damage of concrete in impacts problems on concrete structures", 13th ASCE Engineering Mechanics Division Conference, Baltimore-USA, 1999 (6 pages).
15. Gary G., Bailly P., Gatuingt F., "Testing concrete at high strains and high rates of strain", Impact response of Materials and Structures, Proc. 3rd International Symposium on Impact Engineering'98, Singapore-Japan, pp. 241-246, 1998.

16. Burlion N., Pijaudier-Cabot G., Gatuingt F., Dahan N., "Concrete under high compaction : a new experimental method", Third Conference on Fracture Mechanics of Concrete Structures FRAMCOS-3, AEDIFICATIO Pub., Freiburg-Germany, pp. 605-614, 1998.
17. Gatuingt F., Pijaudier-Cabot G., Burlion N., Daudeville L., Bouet T., "Contribution of a concrete compaction model to an impact problem", Third Conference on Fracture Mechanics of Concrete Structures FRAMCOS-3, AEDIFICATIO Pub., Freiburg-Germany, pp. 615-624, 1998.
18. Gatuingt F., Daudeville L., Burlion N. and Pijaudier-Cabot G., "Computational modelling of concrete under high rate dynamic loading", Fourth World Congress on Computational Modelling WCCM-4, Buenos Aires-Argentina, 1998 (14 pages).
19. Burlion N., Gatuingt F., Pijaudier-Cabot. and Daudeville L., "Modelling of materials with voids : a mixed damage and plasticity approach for compaction and tension problems", Computational Modelling of Concrete Structures, Euro-C 98, Badgastein-Austria, de Borst Ed., Vol. 1, pp. 209-217, 1998.
20. Gatuingt F., Burlion N., Daudeville L. and Pijaudier-Cabot G., "Computational modelling of split hopkinson test performed on confined concrete", Computational Modelling of Concrete Structures, Euro-C 98, Badgastein-Austria, de Borst Ed., Vol. 2, pp. 695-702, 1998.
21. Daudeville L., Ragueneau F, Gatuingt F. and Bouet T., "Damage modelling of a concrete structure submitted to an explosion", Proc. ECCOMAS 96, Conf. on Num. Meth. in Engrg., eds J.A. Desideri, P. Le Tallec, E. Onate, J.Periaux et E. Stein, Paris -France, pp. 388-394, 1996.

Conférences nationales avec actes

1. Chambart M., Delaplace A., Desmorat R., Gatuingt F., Lebon G., Nguyen T.T.H and Ragueneau F., "Caractérisation de la fissuration des structures endommagées", CFM'09, 19ème Congrès de Mécanique, Marseille, 2009.
2. Dupleix C., Allix O., Gatuingt F. and Malherbe B., "Analyse multi-échelle des grands délaminages en dynamique transitoire", CFM'09, 19ème Congrès de Mécanique, Marseille, 2009.
3. Odièvre D., Boucard P.A. and Gatuingt F., "Stratégie de calcul multiéchelle pour la multirésolution en dynamique transitoire", 9ème Colloque National en Calcul des Structures, Giens, 2009.
4. Chambart M., Desmorat R., Gatuingt F and Guilbaud D., "Dissipation due à l'endommagement anisotrope : application au calcul de structures en béton armé sous impact", 9ème Colloque National en Calcul des Structures, Giens, 2009.
5. Odièvre D., Boucard P.A. and Gatuingt F., "Stratégie de calcul multiéchelle pour les assemblages de structures en dynamique", CFM'07, 18ème Congrès de Mécanique, Grenoble, 2007.
6. Desmorat R., Gatuingt F. et Ragueneau F., "Cadre thermodynamique pour calculs robustes avec endommagement anisotrope induit", CFM'07, 18ème Congrès de Mécanique, Grenoble, 2007.

7. Gatuingt F., Chambart M. et Desmorat R., "Endommagement anisotrope avec effet retard pour le calcul de structures en béton", 8ème Colloque National en Calcul des Structures, Giens, 2007 (6 pages).
8. Hervé G. et Gatuingt F., "Simulation numérique de l'endommagement de dalles en béton armé impactées par un réacteur d'avion idéalisé", 7ème Colloque National en Calcul des Structures, Giens, 2005 (6 pages).
9. Hervé G., Gatuingt F., Ibrahimbegovic, "Comportement d'une dalle en béton impactée par un projectile en acier de déformabilité variable", Congrès AFM, Nice, 2003 (6 pages).
10. Gatuingt F., Hervé G., Ibrahimbegovic, "Choc sur structure en béton : influence de la raideur de l'impacteur sur la réponse structurale", 6ème Colloque National en Calcul des Structures, Giens, 2003 (6 pages).
11. Gatuingt F., "Prévision de la rupture des ouvrages en béton sollicités en dynamique rapide", 2ème Congrès universitaire de Génie Civil, Prix jeunes chercheurs, Poitiers, pp. 121-128, 1999.

Conférences internationales avec résumé

1. Chambart M., Desmorat R., Gatuingt F., Combescure D. and Guilbaud D., "Plasticity-damage versus anisotropic damage for impact on concrete structures", 22nd International Congress of Theoretical and Applied Mechanics (ICTAM2008), Australia, 2008.
2. Desmorat R., Chambart M., Gatuingt F., Combescure D. and Guilbaud D., "Robust anisotropic visco-damage modeling for impact applications", 8th World Congress on Computational Mechanics WCCM8, 5th European Congress on Computational Methods in Applied Sciences and Engineering ECCOMAS 2008, Italy, 2008.
3. Boucard P.A., Odièvre D. and Gatuingt F., "Multiscale dynamic method for structures with contact interfaces", 8th World Congress on Computational Mechanics WCCM8, 5th European Congress on Computational Methods in Applied Sciences and Engineering ECCOMAS 2008, Italy, 2008.
4. Ragueneau F., Desmorat R. and Gatuingt F., "Anisotropic modeling of biaxial behaviour and rupture of concrete structures", CFRAC-2007, Int. Conf. on Comp. Fracture and Failure of materials and structures, Nantes-France, 2007.
5. Desmorat R., Ragueneau F. and Gatuingt F., "Role of equivalent strains on the multi-axial response of an anisotropic damage model", 6th European Solid Mechanics Conference, Budapest-Hungary, 2006.
6. Delaplace A., Ragueneau F., Gatuingt F., "Hierarchical Approach for Damage and Rupture of Reinforced Concrete Walls", ACI fall 2004 Centennial Convention, October 24-28, San Francisco-USA, 2004.
7. Hervé G., Gatuingt F., Ibrahimbegovic, "Equivalent time-space loading analysis for impact problem", NATO Advanced Research Workshop "Multi-physics and Multi-scale Computer Models in Non-linear Analysis and Optimal Design of Engineering Structures Under Extreme Conditions ", Bled-Slovenia, 2004.

8. Desmorat R., Gatuingt F. and Ragueneau F., "Explicit evolution law for anisotropic damage : application to concrete structures". NATO Advanced Research Workshop "Multi-physics and Multi-scale Computer Models in Non-linear Analysis and Optimal Design of Engineering Structures Under Extreme Conditions ", Bled-Slovenia, 2004.
9. Hervé G., Gatuingt F., Ibrahimbegovic, "Numerical simulation of smooth time-space decomposed impact on a concrete structure with a viscoplastic viscodamageable behaviour", 15th DYMAT Technical Meeting, Crashworthiness and Constitutive relationships for engineering materials, Metz, 2004.
10. Ibrahimbegovic A., Markovic D., Brancherie D., Gatuingt F. and Delaplace A., "On the role of the operator split in multifield and multiscale modeling of inelastic behavior of structures". Workshop "Multi-Scale Computational Mechanics for Materials and Structures", Cachan-France, 2002.
11. Gatuingt F. and Pijaudier-Cabot G., "Modelling of concrete structures in dynamics with a coupled damage plasticity approach", Proc. Euromech427, Cachan-France, 2001.
12. Pijaudier-Cabot G., Burlion N., Daudeville L. and Gatuingt F., "Elastic material with voids : damage and regularisation properties", Meeting ASME McNU'97, Northwestern University, Evanston-USA, 1997.
13. Gatuingt F., Daudeville L., "Numerical simulation of split Hopkinson tests", First European LS-DYNA Conference, Stratford-UK, 1997.

Autres publications

1. Desmorat R. and Gatuingt F., "Introduction of an internal time in nonlocal integral theories", Rapport Interne n°268, LMT-Cachan. 2007.
2. Gatuingt F., Markovic D., Ibrahimbegovic A., "Vers une nouvelle approche de la modélisation des phénomènes multi-physique", VIème journée du LMT Cachan, Frejus, 2002.
3. Gatuingt F. et Gary G., "Essai de compaction confinée en statique et en dynamique", Communication à la réunion annuelle du réseau GEO, 1999.
4. Gatuingt F., Burlion N., Pijaudier-Cabot G., "Caractérisation de la compaction de bétons peu poreux à l'aide d'essai sur mortiers", Communication en séance plénière à la réunion annuelle du réseau GEO, Aussois, 1997.
5. Gatuingt F., Gary G., Burlion N., Daudeville L., "Comportement des ouvrages en dynamique rapide : la campagne expérimentale et la modélisation", Communication à la réunion annuelle du réseau GEO, Aussois, 1997.
6. Gatuingt F., Daudeville L., "Simulation d'un Essai Dynamique avec un Modèle d'Endommagement Visqueux", Communication à la réunion annuelle du réseau GEO, Aussois, 1996.
7. Daudeville L., Gatuingt F., Ragueneau F., Bouet T., "Endommagement d'une structure soumise à une explosion : Utilisation d'un modèle de comportement visco-endommageable", Communication à la réunion annuelle du réseau GEO, Aussois, 1995.

Rapports contractuels

1. Gatuingt F., "Modèle de comportement ENDOMMAGEMENT DESMORAT et son implantation dans EuroPlexus", Rapport interne, CEA/DEN/DM2S/SEMT, 2007.
2. Gatuingt F., "Rapport de l'implantation du modèle de comportement ENDOMMAGEMENT DESMORAT dans CAST3M", Rapport interne, CEA/DEN/DM2S/SEMT, 2007.
3. Gatuingt F., Delaplace A., Souid A., "Etude numérique de la fissuration d'une paroi en béton armé", Rapport interne, CEA/DRN/DMT/SEMT-/LM2S, 2003.
4. Burlion N., Daudeville L., Gatuingt F. et Pijaudier-Cabot G., "Ouvrages en béton sollicités par des impacts et des explosions - Modélisation du comportement mécanique", Rapport final LMT/TDA., 1999.
5. Burlion N., Daudeville L., Gatuingt F. et Pijaudier-Cabot G., "Ouvrages en béton sollicités par des impacts et des explosions - Modélisation du comportement mécanique", Rapport d'avancement 5 LMT/TDA., 1998.
6. Burlion N., Daudeville L., Gatuingt F. et Pijaudier-Cabot G., "Ouvrages en béton sollicités par des impacts et des explosions - Modélisation du comportement mécanique", Rapport d'avancement 4 LMT/TDA., 1997.
7. Burlion N., Daudeville L., Gatuingt F. et Pijaudier-Cabot G., "Ouvrages en béton sollicités par des impacts et des explosions - Modélisation du comportement mécanique", Rapport d'avancement 3 LMT/TDA., 1997.
8. Burlion N., Daudeville L., Gatuingt F. et Pijaudier-Cabot G., "Ouvrages en béton sollicités par des impacts et des explosions - Modélisation du comportement mécanique", Rapport d'avancement 1 LMT/TDA., 1995.

Post-Doctorat - Thèse - DEA

1. Gatuingt F., *Etude bibliographique sur les méthodes numériques avancées de représentation de fissuration localisée*, Rapport interne, CEA/DRN/DMT/SEMT/LM2S, 2000.
2. Gatuingt F., *Prévision de la rupture des ouvrage en béton sollicités en dynamique rapide*, Thèse de Doctorat, ENS de Cachan, 1999.
3. Gatuingt F., *Modélisation et calcul d'une structure en béton soumise à une explosion*, Mémoire de DEA, MAISE, option structures, ENS Cachan, 1995.

Animation de la recherche

Encadrement de thèses de doctorat

- **Chloé Dupleix** (50 %) en co-encadrement avec O. Allix (Pr. ENS Cachan),
Analyse multi-échelle de la propagation de grands délaminages en dynamique transitoire, soutenance prévue en décembre 2010.
- **Marion Chambart** (50 %) en co-encadrement avec R. Desmorat (Pr. ENS Cachan),
Endommagement anisotrope et comportement dynamique des structures en béton armé jusqu'à la ruine, soutenue en septembre 2009.
Enseignant-chercheur contractuel à l'EPFL
- **David Odièvre** (50%) en co-encadrement avec P.A. Boucard (Pr. IUT Cachan),
Sur une stratégie de calcul en dynamique transitoire en présence de variabilité paramétrique, soutenue en septembre 2009.
En recherche d'emploi en R&D
- **Guillaume Hervé** (50 %) en co-encadrement avec A. Ibrahimbegovic (Pr. ENS Cachan),
Développement de méthodes de dimensionnement de structures en béton armé soumises à un choc, soutenue en octobre 2005.
Ingénieur R&D chez Coyne et Belier.
- **Damijian Markovic** (40 %) en co-encadrement avec A. Ibrahimbegovic (Pr. ENS Cachan),
Modélisation multi-échelle d'un matériau multiphasique, soutenue en juin 2004.
Ingénieur R&D à EDF / SEPTEN.

Encadrement de mémoires de M2 et DEA

- Nam Quan Thai en co-encadrement avec P. Rouch (MCF LMT), Mémoire de Master 2 MIS parcours MSE, *Etude de la réponse en moyenne fréquences d'une enceinte de confinement par la Théorie Variationnelle des Rayons Complexes*, LMT-Cachan, 2009.
- Thi Phuong Nguyen en co-encadrement avec M. Chambart (Doctorante LMT), R. Desmorat (Pr ENS Cachan) Mémoire de Master 2 MIS parcours MSE, *Ruine des structures en béton armé sous impact : Apport de la modélisation de l'endommagement*, LMT-Cachan, 2009.
- Baptiste Dumas en co-encadrement avec X. Dubois et A. Ma (Ingénieurs EDF), Mémoire de Master 2 MIS parcours MSE, *Prise en compte de la chute de charges lourdes dans la conception et l'exploitation des bâtiment nucléaire*, LMT-Cachan, 2008.
- Thi Minh Phuong Hoang en co-encadrement avec M. Chambart (Doctorante LMT), Mémoire de Master 2 MIS parcours MSE, *Calcul non-local avec temps interne résolu par méthodes incrémentales*, LMT-Cachan, 2008.

- David Odièvre en co-encadrement avec P.A. Boucard (Pr IUT Cachan), Mémoire de Master 2 MIS parcours TACS, *Une stratégie de calcul multiéchelle pour l'identification en dynamique – Première programmation en C++*, LMT-Cachan, 2005.
- Felipe Bordeu Weldt en co-encadrement avec P.A. Boucard (Pr IUT Cachan), Mémoire de Master 2 MIS parcours TACS, *Identification des propriétés élastiques et du coefficient de frottement en dynamique*, LMT-Cachan, 2005.
- Lotfi Hamitouche en co-encadrement avec G. Hervé (Doctorant LMT), Mémoire de DEA "MAISE", *Simulation numérique d'un impact sur une dalle en béton*, LMT-Cachan, 2004.
- Jérôme Taris en co-encadrement avec G. Nahas (IRSN), Mémoire de DEA "MAISE", *Calcul du débit de fuite en air à travers une paroi en béton*, LMT-Cachan, 2003.
- Guillaume Hervé en co-encadrement avec J.C. Reynal (CEA/DAM), Mémoire de DEA "MAISE", *Méthode de calcul de dalles en béton armé soumises à l'impact d'un projectile*, LMT-Cachan, 2002.
- Mulumba Kanema Tshimangana en co-encadrement avec O. Plé (Mdc ENS Cachan), Mémoire de DEA "MAISE", *Modélisation du comportement d'une poutre en BPR*, LMT-Cachan, 2002.
- Damijan Markovic en co-encadrement avec A. Ibrahimbegovic (Pr ENS Cachan), Mémoire de DEA "MAISE", *Modélisation du couplage élasto-plastique-endommageable et son implantation numérique*, LMT-Cachan, 2001.
- Laurent Josserand en co-encadrement avec N. Burlion (Doctorant LMT), Mémoire de DEA "MAISE", *Caractérisation expérimentale 3D d'un béton poreux pour la validation de calculs numériques*, LMT-Cachan, 1997.

Coopérations industrielles – Valorisation

- "Analyse multi-échelle de la propagation de grands délaminages en dynamique transitoire", Dupleix C., Gatuingt F. et Allix O., Contrat Airbus/LMT Cachan, 2007-2010. Attribution au LMT : 150 k€ sur 3 ans.
- "Comportement dynamique des structures en béton armé jusqu'à la ruine", Chambart M., Gatuingt F. et Desmorat R., Contrat CEA Saclay/LMT Cachan, 2006-2009. Attribution au LMT : 50 k€.
- ACI jeune chercheur 2159, "Comportements limites ultimes des ouvrages sous environnements sévères", Chef de projet Delaplace A., Financement : ministère de la recherche, Attribution au LMT : 72 k€ sur 3 ans.
- "Développement de méthodes de dimensionnement de structures en béton armé soumises à un choc", Hervé G., Gatuingt F. et Ibrahimbegovic A., Contrat CEA/DAM LMT Cachan, 2002-2005. Attribution au LMT : 150 k€ sur 3 ans.
- "Etude numérique de la fissuration d'une paroi en béton armé", Gatuingt F., Delaplace A. et Souid A., Rapport du Contrat CEA-LMT Cachan, Juin/Juillet 2003. Attribution au LMT : 5 k€.

- Collaboration avec la section R&D d'EDF dans le cadre du développement du Code-Aster : contrat de 100 kF pour le développement d'un élément fini de poutres multifibres (L. Davenne et F. Gatuingt, 2000-2001).
- "Ouvrages en béton sollicités par des impacts et des explosions - Modélisation du comportement mécanique", (Burlion N., Daudeville L., Gatuingt F. et Pijaudier-Cabot G.), Contrat de 1 MF sur 4 ans avec Thomson TDA.

Expertises – Responsabilités scientifiques

- Membre du Conseil Scientifique du projet international IRIS_2010 (Improving Robustness of assessment methodologies of Impacted Structures) mené par l'Agence pour l'Energie Nucléaire de l'OCDE.
- Co-organisateur avec J.M. Rambach de l'IRSN du workshop final du projet IRIS_2010 : 6-8 décembre 2010 (Cachan),
- Bénéficiaire de la PEDR depuis 2006.
- Membre du comité local d'organisation d'une conférence internationale : EU-ROMECH 427 (80 participants) : 24-27 septembre 2001 (Cachan),
- Review d'articles :
 - Engineering Fracture Mechanics
 - Computers and Structures
 - International Journal of Solids and Structures
 - Revue Française de Génie Civil
- Responsable du développement du Code-Aster pour le secteur Génie Civil et Environnement du LMT Cachan (2000-2002).

Activités d'enseignements – Responsabilités administratives

Directeur du département Génie Civil de l'ENS de Cachan (depuis 09/2007)

Maître de Conférences à l'ENS de Cachan depuis 09/2000

- Responsable du module d'option "Structures soumises à des sollicitations transitoires et problèmes d'interaction" du M2 Génie Civil de l'ENS Cachan/UPMC/Ecole Centrale Paris (depuis 09/2009), 30h eq. TD.
- Co-responsable du module de Méthodes Numériques (MSX03) du M1 Science de l'Ingénieur de UPMC/ENS Cachan (depuis 09/2000), 30h eq. TD.
- Responsable du cours de Béton Armé en Préparation à l'Agrégation (depuis 09/2000), 60h eq. TD.
- Préparation à l'oral de l'agrégation (depuis 09/2000), 30h eq. TD
- Responsable du cours de RDM et Analyse limite de M1 (de 09/2000 à 09/2007), 45h eq. TD.
- Directeur des études pour le Génie Civil de la licence commune ENS-Cachan (Département Génie Mécanique – Génie Civil) / Univ. Paris VI Jussieu – 110 élèves (09/2004 –09/2007) :
 - Plannings et emploi du temps
 - Suivi des notes et organisation des jurys
- Cours et TD de dynamique des structures de M1 (de 09/2002 à 09/2006), 30h eq. TD.
- Responsable du module de mécanique des structures en Préparation à l'Agrégation (depuis 09/2005), 20h eq. TD.
- Petites classes de mécanique des structures et RDM à l'Ecole Nationale des Ponts et Chaussées en 2001/2002.
- TD de Mécanique des milieux continus en L3 (de 09/2000 à 09/2004)
- TD et TP Méthodes numériques en L3 (de 09/2000 à 09/2004)

Responsabilités administratives

- Membre élu au CA de l'Association Universitaire de Génie Civil (AUGC) en 2009.
- Responsable du prix jeune chercheur "René HOUPERT" de l'AUGC depuis 2009.
- Président du Comité de Sélection de l'ENS de Cachan pour le poste 60MCF0100, 2009,
- Membre du Comité de Sélection du CNAM pour le poste 60MCF0034, 2009,
- Membre du Comité de Sélection de l'Université Montpellier II pour le poste 60MCF0601, 2009,
- Membre élu et second vice-président de la Commission de Spécialiste n°9 (60ème Section) de l'ENS de Cachan jusqu'en 2008,

- Membre nommé de la Commission de Spécialiste (60ème Section) du CNAM jusqu'en 2008,
- Membre élu du Conseil de Laboratoire du LMT Cachan (2002-2006).