HAL
open science

Etude du comportement au flambage des coques cylindriques multicouches métal/matériau mousse sous chargements combinés pression interne/cisaillement/flexion

Jérôme Didier

To cite this version:

Jérôme Didier. Etude du comportement au flambage des coques cylindriques multicouches métal/matériau mousse sous chargements combinés pression interne/cisaillement/flexion. Mécanique [physics.med-ph]. INSA de Lyon, 2014. Français. NNT : 2014ISAL0069 . tel-01221817

HAL Id: tel-01221817

https://theses.hal.science/tel-01221817v1

Submitted on 28 Oct 2015

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.

N° d'ordre 2014ISAL0069 Année 2014

Thèse

ETUDE DU COMPORTEMENT AU FLAMBAGE DES COQUES CYLINDRIQUES MULTICOUCHES MÉTAL/MATÉRIAU MOUSSE SOUS CHARGEMENTS COMBINÉS PRESSION INTERNE/CISAILLEMENT/FLEXION

Présentée devant
L'Institut National des Sciences Appliquées de Lyon

Pour obtenir
Le grade de docteur

Formation doctorale :
SMS-ID (Sols-Matériaux-Structure Intégrité-Durabilité)
École doctorale :
MEGA (Mécanique, Énergétique, Génie Civil, Acoustique)

Par
Jérôme DIDIER
(Professeur Agrégé)
Soutenue le 04 Juillet 2014 devant la Commission d'examen

Jury MM.

Emmanuel FERRIER	Professeur (UniversitéLyon1), emmanuel.ferrier@univ-lyon1.fr
Ali LIMAM	Professeur (INSA de Lyon), ali.limam@insa-lyon.fr
Hamid ZAHROUNI	Professeur (Université de Metz), zahr@lpmm.univ-metz.fr
Karam SAB	Professeur (ENPC, Université Paris-Est), karam.sab@enpc.fr
Jan BLACHUT	Professeur (University of Liverpool), em20@liverpool.ac.uk
Alain LEGER	Directeur de recherche (CNRS - Université Aix-Marseille; Centrale Marseille), leger@lma.cnrs-mrs.fr
Fabien LORIOUX	Ingénieur R&D (EADS), fabien.lorioux@astrium.eads.net
Fabrice MARTEAU	Ingénieur (CNES), fabrice.marteau@cnes.fr

Laboratoire de recherche : LGCIE (Laboratoire Génie Civil Ingénierie Environnementale)

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Laboratoire de recherche : LGCIE (Laboratoire Génie Civil Ingénierie Environnementale)

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

INSA Direction de la Recherche - Ecoles Doctorales – Quinquennal 2011-2015

SIGLE	ECOLE DOCTORALE	NOM ET COORDONNEES DU RESPONSABLE
CHIMIE	CHIMIE DE LYON http://www.edchimie-lyon.fr Sec :Renée EL MELHEM Bat Blaise Pascal 3e etage Insa : R. GOURDON	M. Jean Marc LANCELIN Université de Lyon – Collège Doctoral Bât ESCPE 43 bd du 11 novembre 1918 69622 VILLEURBANNE Cedex Tél : 04.72.43 13 95 directeur@edchimie-lyon.fr
E.E.A.	ELECTRONIQUE, ELECTROTECHNIQUE, AUTOMATIQUE http://edeea.ec-lyon.fr Secrétariat : M.C. HAVGOUDOUKIAN eea@ec-lyon.fr	M. Gérard SCORLETTI Ecole Centrale de Lyon 36 avenue Guy de Collongue 69134 ECULLY Tél : 04.72.18 60.97 Fax : 04 78 43 37 17 Gerard.scorletti@ec-lyon.fr
E2M2	EVOLUTION, ECOSYSTEME, MICROBIOLOGIE, MODELISATION http://e2m2.universite-lyon.fr Insa : H. CHARLES	Mme Gudrun BORNETTE CNRS UMR 5023 LEHNA Université Claude Bernard Lyon 1 Bât Forel 43 bd du 11 novembre 1918 69622 VILLEURBANNE Cédex Tél : 06.07.53.89.13 e2m2@ univ-lyon1.fr
EDISS	INTERDISCIPLINAIRE SCIENCES-SANTE http://www.ediss-lyon.fr Sec : Insa : M. LAGARDE	Mme Emmanuelle CANET-SOULAS INSERM U1060, CarMeN lab, Univ. Lyon 1 Bâtiment IMBL 11 avenue Jean Capelle INSA de Lyon 696621 Villeurbanne Tél : 04.72.68.49.09 Fax :04 72 68 49 16 Emmanuelle.canet@univ-lyon1.fr
INFOMATHS	INFORMATIQUE ET MATHEMATIQUES http://infomaths.univ-lyon1.fr Sec :Renée EL MELHEM Bat Blaise Pascal 3e etage infomaths@univ-lyon1.fr	Mme Sylvie CALABRETTO LIRIS – INSA de Lyon Bat Blaise Pascal 7 avenue Jean Capelle 69622 VILLEURBANNE Cedex Tél : 04.72. 43. 80. 46 Fax 04 72 43 16 87 Sylvie.calabretto@insa-lyon.fr
Matériaux	MATERIAUX DE LYON http://ed34.universite-lyon.fr Secrétariat : M. LABOUNE PM : 71.70 –Fax : 87.12 Bat. Saint Exupéry Ed.materiaux@insa-lyon.fr	M. Jean-Yves BUFFIERE INSA de Lyon MATEIS Bâtiment Saint Exupéry 7 avenue Jean Capelle 69621 VILLEURBANNE Cedex Tél : 04.72.43 83 18 Fax 04 72 43 85 28 Jean-yves.buffiere@insa-lyon.fr
MEGA	MECANIQUE, ENERGETIQUE, GENIE CIVIL, ACOUSTIQUE http://mega.universite-lyon.fr Secrétariat : M. LABOUNE PM : 71.70 –Fax : 87.12 Bat. Saint Exupéry mega@insa-lyon.fr	M. Philippe BOISSE INSA de Lyon Laboratoire LAMCOS Bâtiment Jacquard 25 bis avenue Jean Capelle 69621 VILLEURBANNE Cedex Tél :04.72 .43.71.70 Fax : 04 72 43 72 37 Philippe.boisse@insa-lyon.fr
ScSo	ScSo* http://recherche.univ-lyon2.fr/scso/ Sec : Viviane POLSINELLI Brigitte DUBOIS Insa : J.Y. TOUSSAINT	M. OBADIA Lionel Université Lyon 2 86 rue Pasteur 69365 LYON Cedex 07 Tél : 04.78.77.23.86 Fax : 04.37.28.04.48 Lionel.Obadia@univ-lyon2.fr

*ScSo : Histoire, Géographie, Aménagement, Urbanisme, Archéologie, Science politique, Sociologie, Anthropologie

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

REMERCIEMENTS

Ces trois années de travail ont été effectuées au Laboratoire de Génie Civil et d'ingénierie environnementale LGCIE de l'INSA de LYON en collaboration avec le CNES et EADS.

Mes remerciements s'adressent dans un premier temps à Ali LIMAM, directeur du laboratoire et référant de thèse, qui m'a ouvert les portes de son laboratoire et conduit dans le domaine de l'aérospatiale à travers le milieu restreint du flambage ; sans compter sur sa confiance tant pour le travail de thèse que pour mon implication au sein du laboratoire.

Tout naturellement, je tiens également à exprimer mes remerciements à l'équipe CNES : Vincent TAPONIER, Vincent LEUDIERE, Fabrice MARTEAU, ainsi que l'équipe d'EADS ASTRIUM: Fabien LORIOUX, Serges RADULOVIC, Vincent DENIS, qui m'ont agréablement accueillis et suivis, et sans qui cette recherche n'aurait pas été possible.

Je tiens à remercier les Professeurs Hamid ZAHROUNI et Karam SAB qui ont accepté de rapporter cette thèse. Je leur en suis reconnaissant et les remercie pour l'intérêt qu'ils ont porté à ce travail. Egalement aux Professeurs Emmanuel FERRIER et Jan BLACHUT, et au Directeur de recherche Alain LEGER pour avoir accepté d'examiner cette thèse et pour leur participation au jury.

Un grand merci à l'équipe dalle Mario MASAPOLO (colleur fou) Romain TRUNFIO (machine man) Bruno HUGUENY (le siffleur eternel) Emeric BRUYERE, Victor SAO-VICENTE (voleur de pistolet) et Thomas MALHOMME pour leur enthousiasme de tous les jours, leurs « Non, on peut pas » moqueurs, mais au final surtout pour leur grande disponibilité quelques soient les demandes, et pour le fait qu'ils m'aient supporté gentiment pendant 3 ans. Je remercie aussi les thésard Fidaa, Fatima, Mahmoud, Amine, Bui, André, et bien d'autre, ceux qui sont partis et ceux qui continuent.

J'ai toujours pu compter sur les secrétaires, pour les questions administratives et leurs conseils, les discussions, je les remercie aussi pour leur bonne humeur permanente ; les Valérie(s), Isabelle, Christine, Nadia, Silvie, Sabine. Le service informatique: Bernadette, Sylvie et Emanuel, les enseignants chercheurs de mon labo et des autres avec qui j'ai échangé.

Une pensée aux thésard du LAMCOS avec qui j'ai passé de bons moments, des discussions endiablées et des moments bien fléchés, en particulier Emilien et Fabien pour leur soutien.

A tous les gens qui me sont chers et qui m'entourent; mes amis, ma famille et belle famille qui m'ont suivis.

Et bien évidement, à celle qui m'a soutenu et m'a grandement aidé à ne pas flamber malgré mes pressions internes et les sollicitations bien différentes de la flexion et cisaillement, un grand remerciement à ma femme Mathilde pour… TOUT.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Jérôme DIDIER / Thèse en Génie Civil / 2014 / Institut National des Sciences Appliquées de Lyon

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

RÉSUMÉ / ABSTRACT

ETUDE DU COMPORTEMENT AU FLAMBAGE DES COQUES CYLINDRIQUES MULTICOUCHES MÉTAL/MATÉRIAU MOUSSE SOUS CHARGEMENTS COMBINÉS PRESSION INTERNE/CISAILLEMENT/FLEXION

Résumé

De nombreuses structures spatiales telles que les lanceurs sont équipées d'une mousse de protection thermique. Cette couche de matériau extrêmement léger présente d'excellentes propriétés d'isolation thermique mais des caractéristiques mécaniques très faibles. Il est ici proposé d'analyser le comportement au flambage de ce type de construction où une fine et légère structure, coque cylindrique en aluminium avec un ratio R/t de 665, est recouverte par une épaisse couche de mousse de faible densité. Afin d'évaluer l'effet du comportement au flambage de ce type de coque multicouche, des essais expérimentaux et numériques sont réalisés sur des cylindres faiblement pressurisés soumis à du cisaillement et de la flexion. Ce cas de charge représente la configuration « cas sol », d'un lanceur sur le pas de tir, dans l'attente du lancement, et soumis à des charges mécaniques extrêmes générées par le vent.

Mots clés

Flambage, Coques cylindriques, Coques multicouches, Protection thermique, Cisaillement, Flexion, pression interne.

BUCKLING OF MULTILAYERED FOAM ALUMINUM CYLINDRICAL SHELL STRUCTURE SUBMITTED TO COMBINED INTERNAL PRESSURE/SHEAR/BENDING LOADS

Abstract

Many space structures such as launchers are equipped with a thermal foam protection barrier. This layer, of extremely light material generally exhibits excellent properties of heat insulation but very weak mechanical characteristics. This study is devoted to the analysis of the buckling behavior of this hybrid wall construction where the skin of a very thin light-weight structure, an aluminum cylindrical shell with an R/t ratio of about 665, is coated with a thick layer of foam with a low material density. To gauge the effect on the buckling behavior of this kind of multilayered shells, experimental and numerical tests are conducted on slightly pressurized cylindrical shells submitted to shear load. This load configuration represents the case of a rocket on the launching pad, waiting to be launched, and submitted to mechanical loads induced by the wind.

Keywords

Buckling; cylindrical shells; multilayered shells; thermal barrier; shear, bending, internal pressure.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

AVANT PROPOS

Ce travail de recherche réalisé au sein du laboratoire LGCIE à l'INSA de Lyon, s'inscrit dans le cadre d'une action de R&T menée pour CNES/EADS. Il traite du comportement des structures coques cylindriques minces (450 < R/t < 1500), multicouches car recouvertes d'un matériau isolant de faible densité, intérieurement pressurisées ou non, soumises à un chargement principalement de cisaillement mais aussi de flexion.

Une part essentielle des analyses présentées s'appuie sur des observations expérimentales. Plus de 220 essais ont été effectués pendant ces trois années d'études, ce qui nous permet une interprétation cohérente de l'influence de ce matériau léger pour différentes configurations où divers paramètres tels que : la pression interne, l'interaction flexion/compression, le rapport L/R, les matériaux, ou les défauts de collage, sont variés et leurs effets quantifiés. L'outil numérique est également mis à contribution, dans le but de retrouver les phénomènes observés, et de corroborer les résultats expérimentaux. Pour cela nous avons utilisé le logiciel industriel ABAQUS Standard.

Après une introduction, les concepts du flambage, auxquels il sera largement fait appel durant l'exposé sont rappelés, puis une étude bibliographique présente les travaux effectués sur coques pressurisées et coques multicouches ainsi que les règles de dimensionnement, dans le cas de sollicitations de type flexion ou cisaillement.
Dans un troisième temps les moyens expérimentaux et numériques utilisés durant ce travail de recherche sont détaillés. Les différents équipements sont présentés précisément, afin de faciliter la compréhension des essais au lecteur.
La quatrième partie de ce mémoire est consacrée aux résultats expérimentaux, à leurs analyses et interprétations ainsi qu'aux calculs numériques et à la comparaison aux règles de dimensionnement. L'étude menée permet de compléter et conforter les résultats obtenus précédemment au laboratoire, mais surtout, apportent de nouvelles connaissances sur le comportement de coques minces recouvertes d'un matériau léger. Plusieurs questions fondamentales sont approfondies, tels que, l'impact des défauts géométriques, l'effet de la pression sur ce type de coques multicouches, l'interaction des sollicitations flexion/cisaillement, l'influence de la géométrie et des matériaux, et enfin la qualité et les effets des défauts de collage de la couche isolante.

Une conclusion générale vient finaliser ce travail, elle permet de rappeler les résultats clés et aussi de proposer des perspectives pour de futurs travaux de recherche dans le domaine du flambage des coques cylindriques multicouches.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

TABLE DES MATIÈRES

Remerciements 1
Résumé / Abstract 1
Avant Propos 3
Table des matières 5
Chapitre 1: Introduction et Démarche 9
I. Coques minces et coques multicouches 9
II. Problématique industrielle 10
III. Démarche 11
III.1. Spécimens 11
III.2. Sollicitations 12
III.3. Organisation de l'étude 13
Chapitre 2: Etat de l'art 15
I. Introduction 15
II. Concepts et Théories 16
II.1. Concepts fondamentaux 16
II.1.1. Concept d'instabilité 16
II.1.2. Concept d'équilibre d'un système 17
II.1.3. Bifurcation d'équilibre 18
II.1.4. Stabilité d'un équilibre : minimum de l'énergie potentielle 20
II.2. Théorie des coques minces 22
II.2.1. Equations d'équilibre des coques cylindriques de DONNELL 22
II.2.2. Equations de stabilité des coques cylindriques minces 25
II.2.3. Théorie du comportement post-critique 27
III. Etude bibliographique 28
III.1. Influence des défauts géométriques 28
III.1.1. Approche analytique 28
III.1.2. Approche expérimentale 31
III.1.3. Approche numérique 31
III.1.4. Approche statistique 34
III.1.5. Conclusion 34
III.2. Pressurisation des coques cylindriques 35
III.2.1. Contraintes 35
III.2.2. Approches expérimentales et analytiques 35
III.2.3. Apports numériques 40
III.2.4. Conclusions 41
III.3. Cisaillement des coques cylindriques 41
III.3.1. Contrainte en cisaillement 42
III.3.2. Contrainte théorique et mode de flambage 42
III.3.3. Comportement post-critique 43
III.4. Flexion des coques cylindriques 44
III.4.1. Contrainte de flexion 44
III.4.2. Contrainte théorique et mode de flambage 45
III.4.3. Comportement post-critique 47
III.5. Interaction Flexion cisaillement 48
III.5.1. Contraintes générées 48
III.5.2. Influence de la géométrie 49
III.5.3. Evolution avec la pression 51
III.6. Flambage dans le domaine plastique 53
III.6.1. Approche analytique 53
III.6.2. Charge critique dans le domaine plastique 55

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

III.6.3. Analyse expérimentale 55
III.6.4. Connaissances numériques 57
III.7. Influence des conditions expérimentales 59
III.7.1. Procédé de fabrication et conditions aux limites 59
III.8. Coques multicouches 61
III.8.1. Approche analytique 61
III.8.2. Approche numérique 62
III.8.3. Approche expérimentale 62
IV. Règles de dimensionnement 62
IV.1. Introduction 63
IV.2. Formulations NASA SP8007 [NAS68] 63
IV.2.1. Compression 64
IV.2.2. Flexion 66
IV.2.3. Cisaillement 69
IV.2.4. Interaction flexion compression 70
IV.3. Formulation Eurocode 3 [EUR06] 70
IV.3.1. Compression ou flexion 70
IV.3.2. Cisaillement 71
IV.3.3. Interaction flexion compression 72
IV.4. Formulation Shell Analysis Manual de BAKER [BAK68] 73
IV.4.1. Cisaillement 73
IV.5. Formulation Analysis and Design of Flight Vehicle Structures de BRUHN [BRU73] 74
IV.5.1. Cisaillement 74
V. Conclusion 76
Chapitre 3: Environnement expérimental et numérique 77
I. Approche expérimentale 77
I.1. Dispersions 78
I.2. Fabrication des spécimens 78
I.2.1. Electrodéposition de cuivre 78
I.2.2. Coques « roulées-collées » 79
I.3. Caractéristiques des coques 81
I.3.1. Domaine d'étude 81
I.3.2. Matériaux 83
I.4. Bancs d'essais 85
I.4.1. Mesure de géométrie des spécimens 85
I.4.2. Banc d'essai de flambage 86
I.4.3. Instrumentation 87
I.4.4. Mode cisaillement 89
I.4.5. Mode flexion 90
I.4.6. Influence de la compression 91
I.4.7. Stéréo corrélation 91
I.4.8. Enregistrement caméra rapide 92
II. Approche numérique 92
II.1. Introduction 93
II.2. Méthodologie de calcul 93
II.2.1. Imperfections géométriques 93
II.2.2. Analyse linéaire BUCKLE 94
II.2.3. Analyse non linéaire RIKS – pilotage en longueur d'arc 94
II.3. Modèle numérique 96
II.3.1. Géométrie 97
II.3.2. Chargement 99
II.3.3. Non linéarités 99
III. Conclusion 100
Chapitre 4: Essais expérimentaux et modélisations numériques : résultats et interprétations 101
I. Méthodologie expérimentale et numériques 101

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

I.1. Exploitation des essais 101
I.1.1. Flexion : comportement type 103
I.1.2. Cisaillement : comportement type 104
I.1.3. Identification de la bifurcation 105
I.1.4. Identification du collapse 105
I.1.5. Etat de contraintes du spécimen 106
I.2. Caractérisation des matériaux 107
I.2.1. Essai de traction 108
I.2.2. Paramétrage numérique 110
I.3. Imperfections géométriques 112
I.3.1. Mesure de géométrie 112
I.3.2. Imperfection géométrique sur modèle numérique 114
II. Résultats d'essais et observations sur coques lisses et multicouches 116
II.1. Effet de la protection thermique sur les coques non pressurisées 117
II.1.1. Protection thermique sur coques sollicitées en cisaillement 117
II.1.2. Protection thermique sur coques sollicitées en flexion 121
II.1.3. Influence du matériau isolant 123
II.1.4. Bilan sur l'effet de la protection thermique sur coques non pressurisées 124
II.2. Effet de la pression interne sur les coques multicouches 125
II.2.1. Cisaillement sur coques Aluminium-Polystyrène: Z = 647 125
II.2.2. Cisaillement sur coques Acier-Liège: Z = 1294 137
II.2.3. Cisaillement sur coques Cuivre-Polystyrène: Z = 5155 149
II.2.4. Flexion sur coques Aluminium-Polystyrène: R/t = 665 156
II.2.5. Flexion sur coques Cuivre-Polystyrène: R/t = 1330 161
II.2.6. Bilan de l'effet pression et protection thermique 166
II.3. Interaction Flexion/Cisaillement et coques multicouches 170
II.3.1. Interaction sur coques Acier-Liège: R/t = 1330 170
II.3.1. Bilan de l'interaction cisaillement-flexion et protection thermique 174
II.4. Effet de la géométrie sur les coques multicouches 175
II.4.1. Cisaillement sur coques Aluminium-Polystyrène: R/t = 665 175
II.4.1. Cisaillement sur coques Cuivre-Polystyrène: R/t = 1330 179
II.4.2. Cisaillement sur coques Acier-Liège: R/t = 1330 180
II.4.3. Bilan de l'effet de la géométrie 181
II.5. Effet du matériau sur les coques multicouches 181
II.5.1. Cisaillement sur coques: Z = 1290 181
II.5.2. Cisaillement sur coques: Z = 5160 186
II.5.3. Bilan sur l'effet du matériau 190
II.6. Effet de l'épaisseur de la protection thermique 191
II.6.1. Cisaillement sur coques aluminium-polystyrène: Z = 159 191
II.6.2. Bilan sur l'effet de l'épaisseur de protection thermique 193
II.7. Effet d'un défaut de collage de la protection thermique 194
II.7.1. Cisaillement sur coques aluminium-polystyrène: Z = 647 194
II.7.2. Bilan sur l'effet du défaut de collage 198
II.8. Effet des imperfections géométriques sur les coques multicouches 198
II.8.1. Cisaillement sur coque acier: Z = 1307 198
II.8.2. Cisaillement sur coque acier-polystyrène: Z = 1307 200
II.8.3. Cisaillement sur coque acier-liège: Z = 1307 201
II.8.4. Flexion sur coque cuivre-polystyrène: Z = 5155 202
II.8.5. Reproductibilité des résultats 204
II.8.6. Bilan sur l'effet des défauts géométriques sur les coques multicouches 206
Chapitre 5: Conclusions et perspectives 209
I. Conclusions générales 209
I.1. La protection thermique et la pression interne 209
I.2. La protection thermique et l'interaction flexion/cisaillement, la protection thermique et la géométrie 211

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

I.3. Effet de la protection thermique sur les coques cylindriques 211
II. Perspectives 212
Références Bibliographiques 215
Liste des figures 223
Liste des tableaux 227

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Chapitre 1:
INTRODUCTION ET DÉMARCHE

I. Coques minces et coques multicouches

Que ce soit dans un objectif de diminution des coût (quantité de matière première, heures de fabrication) ou dans un objectif de diminution de la masse dans le cas des structures légères (avions, lanceurs), les industriels ont besoin d'outils ou de normes de dimensionnement leurs permettant d'atteindre leurs objectifs. L'amélioration des connaissances du comportement structurel ainsi qu'une meilleure maîtrise des marges ou coefficients de sécurité à appliquer lors du dimensionnement de structures sont donc indispensables.
Les coques cylindriques sont un type de structures minces qui répondent à ces demandes et qui sont très employées dans des secteurs d'activités très divers ; on les retrouve sous forme de conserves ou conditionnement de boissons dans l'agro-alimentaire, de silos de stockage ou d'aéro-réfrigérant en génie civil, de fuselage d'avion, de sous-marins dans l'aéronautique, et aussi de fuselage et réservoirs à carburant dans le domaine spatial.

Quel que soit le secteur, de part leur faible épaisseur, ces structures sont susceptibles de présenter des phénomènes d'instabilités structurelles ou flambages engendrés par des sollicitations mécaniques et/ou thermiques, ce qui impose une bonne compréhension de ces fragilités afin d'éviter un mauvais dimensionnement. La stabilité des structures fut largement étudiée depuis les années 1900; de nombreux travaux autant analytiques qu'expérimentaux ont déjà permis de répondre à beaucoup de questions. Néanmoins, il reste encore aujourd'hui des points à éclaircir. L'amélioration constante des outils numériques et des méthodes expérimentales permettent d'élargir le champ d'observation phénoménologique et facilite ainsi le travail d'analyse pour mieux comprendre le flambage.

Les phénomènes de flambages sur les coques minces posent encore de nombreuses questions. La sollicitation mécanique qu'une telle structure peut subir lors de son exploitation peut être complexe et découle la plupart du temps d'une combinaison de chargements : pression, flexion, compression, cisaillement… Les cas de sollicitations simples ont été assez largement étudiés ces dernières années, l'intérêt pour des sollicitations en cisaillement, avec des combinaisons de chargement du type flexion et pression interne reste un champ ouvert où peu de travaux existent.
On compte encore moins de recherches sur le comportement au flambage de coques multicouches. Quelques études se sont intéressées au phénomène de flambage de coques multicouches dans une optique de renforcement par matériau composite. L'idée d'approfondir les connaissances de ce phénomène sur des coques multicouches composées d'une fine peau métallique recouverte d'un matériau de densité très faible n'apparait que tardivement, et cette application, dans le cas de chargements couplant cisaillement, flexion et pression interne est l'objet de cette étude.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

II. Problématique industrielle

Concernant la problématique du flambage des coques minces, et dans le cadre de la longue collaboration du LGCIE avec EADS ASTRIUM et le CNES, cette étude se consacre aux coques minces recouvertes d'un matériau léger, ces coques sont dites multicouches. Ce type de structure constitue en effet les réservoirs à oxygène et hydrogène liquides de l'Etage Principal Cryogénique (EPC) du lanceur Ariane 5 qui sont recouverts d'une protection thermique (voir Figure 1.1).

Le dimensionnement des réservoirs se base principalement sur la règle NASA SP8007 [NAS68], établie à la fin des années 60, et reconnue par de nombreux experts comme étant trop conservative. La grande compétitivité du secteur spatial et la recherche de performances optimales demandent une amélioration de cette règle et une meilleure compréhension du déclenchement des instabilités dans le cas de chargements complexes. La compréhension déjà bien avancée à travers les précédentes thèses réalisées au laboratoire peuvent déjà apporter quelques éléments nouveaux pour le dimensionnement de la nouvelle fusée Ariane 5 ME, mais qu'en est-il de l'apport de la protection thermique quant à la tenue au flambage du lanceur cryogénique ? La mousse utilisée pour le réservoir a un module négligeable comparativement au matériau aluminium. Son module variable allant de E = 19Mpa à 64Mpa ne représente qu'une fine proportion (0,027 à 0.091%) du module de l'aluminium AL2219 (E = 70000MPa). Une des questions posées dans le cadre de nos travaux, est : cette mousse dont le module est faible mais dont l'épaisseur est 10 fois supérieure à celle de la peau aluminium, peut-elle amener un gain de capacité portante ?

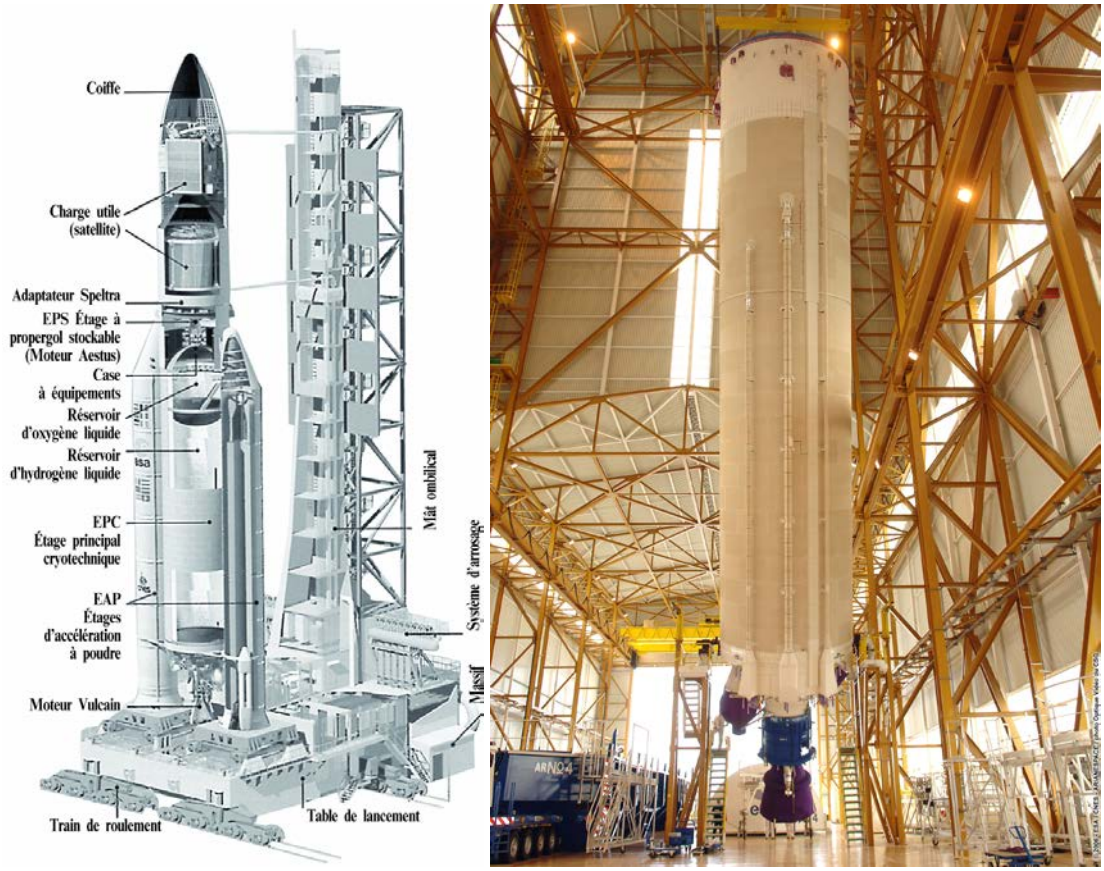


Figure 1.1. a) Ecorché du lanceur Ariane5 b) Photo du réservoir cryogénique

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

La prise en compte de cet apport de résistance de la protection thermique peut être envisagée dans la configuration « cas sol », pendant le laps de temps où le lanceur et son réservoir pressurisé sont acheminés et déposés sur le pas de tir, puis dans l'attente du lancement. Les charges mécaniques s'exerçant sur la structure sont alors principalement l'action du vent et le poids des équipements, ce qui amène à l'étude de cas de cylindres faiblement pressurisés soumis à du cisaillement et/ou de la flexion.

III. Démarche

La présente étude, basée sur une approche expérimentale et numérique a comme objectif d'analyser l'effet de la protection thermique sur le comportement au flambage de coque métalliques en vue d'améliorer les recommandations techniques pour le dimensionnement des réservoirs cryogéniques de lanceurs. Plutôt que de traiter avec précision de l'influence d'un paramètre en particulier, il est envisagé de prendre en compte l'ensemble des facteurs susceptibles d'influencer le dimensionnement de la structure. Il est entendu que les caractéristiques géométriques et matériaux conditionnent la réponse de la coque, par conséquent, les résultats présentés ne seront pas « directement » utilisables pour tous types de structures, cependant, l'utilisation de paramètres adimensionnels judicieusement choisis tel que R/t, L/R, t/ti, P* pourront aider à une généralisation des résultats.

III.1. Spécimens

Les réservoirs sont composés de viroles minces en aluminium (Figure 1.2.b) assemblées les unes aux autres par soudage. Chacune de ces viroles est elle même composée de trois panneaux courbes soudés entre eux (Figure 1.2.a). Des précédentes études menées au laboratoire ont montré que les singularités créées par les soudures verticales n'ont pas d'influence notable sur le comportement au flambage des viroles. L'analyse et l'ensemble des essais expérimentaux porteront donc sur une coque cylindrique lisse, avec un rapport L/R comparable aux dimensions des viroles.

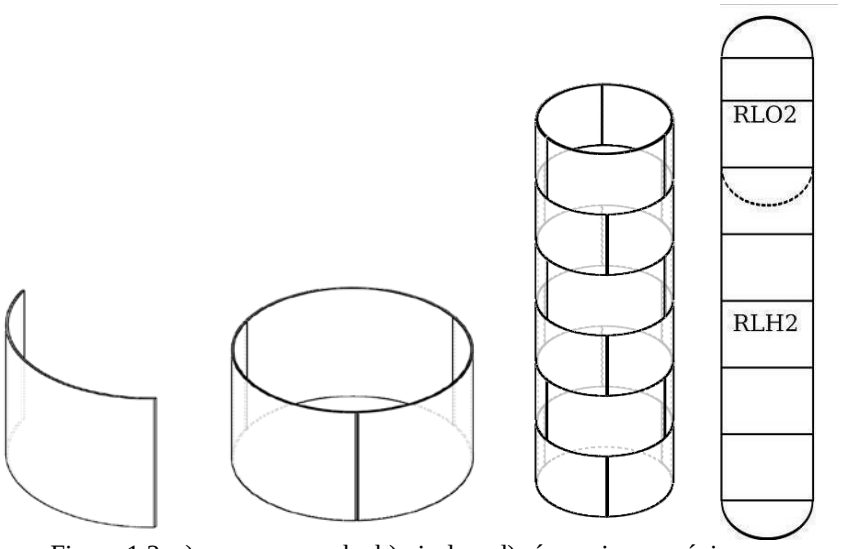


Figure 1.2. a) panneau courbe b) virole c-d) réservoir cryogénique

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

La protection thermique est préparée par panneaux de mousse usinés, ces panneaux sont collés entre eux et sur le pourtour du réservoir, cette couche peut donc être considérée comme un élément unique et continu. Pour des raisons de confidentialité et d'échelle, les matériaux de coque et de mousse réels ne peuvent être employés sur les essais expérimentaux ; les essais réalisés seront alors représentatifs en utilisant des feuillards métalliques et des feuilles de matériaux isolants, dans des proportions semblables aux cas réel tant en dimension qu'en module qui reste très faible vis-à-vis du matériau choisis pour les spécimens. Les caractéristiques des matériaux sont alors un autre paramètre important à prendre en compte puisqu'elles conditionneront le passage d'un flambage élastique à un flambage plastique, changeant ainsi le comportement de la structure.

Les dimensions de la structure, et notamment les rapports rayon sur épaisseur (R/t) et longueur sur rayon (L/R) conditionnent fortement la stabilité de la coque. Le réservoir ayant un diamètre de 5.4 mètre pour des épaisseurs allant de 1.95 à 4.25 millimètres donc des rapports R/t compris entre 1385 et 635 ; dans un souci de servir à une règle répondant aux besoins du dimensionnement du lanceur mais aussi de couvrir le plus de cas possibles tout en étant pertinente, l'analyse expérimentale est alors basée sur des ratios tels que : $250 < R/t < 1500$ et $0.5 < L/R < 2$.

III.2. Sollicitations

Le comportement d'une structure dépend bien évidemment du type de chargement appliqué. Par rapport au « cas sol » considéré dans cette étude, les chargements vus par la structure sont schématisés à la Figure 1.3 et traduisent une pression interne (P), des efforts simples ou couplés de flexion (M), compression (N) (dus au poids des équipements mais qui restent faibles face aux autres efforts exercés dans cette étude) et du cisaillement (T).

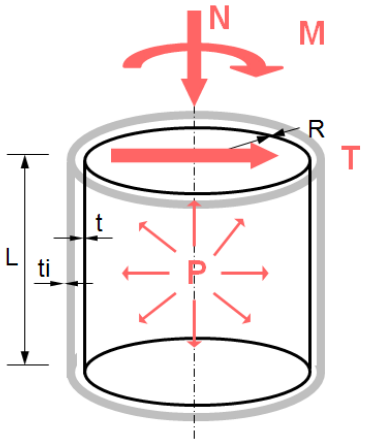


Figure 1.3. Géométrie et chargements sur coque multicouche.

Cette étude est alors axée en grande partie sur une approche expérimentale, où environ 220 essais ont été réalisés afin de mettre en exergue l'effet de cette protection thermique sur le flambage des coques cylindriques métalliques. L'objectif est ensuite de prendre en compte les résultats et phénomènes observés pour le dimensionnement du lanceur Ariane 5, plus particulièrement pour les réservoirs isolés de l'EPC. L'approche numérique viendra ici corroborer les résultats expérimentaux et ensuite les compléter par des études paramétriques.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

III.3. Organisation de l'étude

Au cours de ce travail, plusieurs questions seront abordées :
- la protection thermique apporte-t-elle une résistance conséquente à la structure et modifie-t-elle les modes de flambage?
- les caractéristiques matériau de la protection thermique jouent-elles un rôle important sur la résistance de la structure multicouche?
- la qualité du collage de l'isolant sur la structure est-elle importante?

Ce mémoire s'articule alors en 5 chapitres, dont le premier permet d'introduire ce travail de recherche. Le second chapitre, permet de faire le point sur les travaux antérieurs qui ont appréhendé le phénomène de flambage par flexion et cisaillement sur des coques cylindriques. Un troisième chapitre traite des techniques expérimentales et numériques qui nous serviront tout le long de notre étude. Le chapitre suivant présente les nombreux essais réalisés, l'analyse des résultats, et leurs interprétations à l'aide du numérique.

Les essais et résultats seront présentés de la manière suivante:

- Caractérisation et comportements généraux:

L'analyse des résultats obtenus sur les coques multicouches se fait en comparaison avec les comportements connus des coques simples testées avec des matériaux et géométries variables. Ces comportements au flambage dans les cas de flexion et cisaillement sont alors décrits, accompagnés des tests préliminaires réalisés pour la caractérisation des matériaux et des imperfections géométriques.

- Influence de la protection thermique:

L'effet de la protection thermique sur des coques sollicitées en cisaillement et flexion est analysé dans ce point. La résistance des coques se retrouve améliorée, elle dépend dans un premier temps des matériaux utilisés. Les résultats introduisent alors le fait que différents paramètres décris par la suite peuvent venir influencer le comportement des coques au flambage.

- Influence de la pression sur les coques lisses et les coques protégées par un isolant:

L'effet de la pression interne à déjà été abordé dans des travaux de recherche antérieurs sur les coques lisses mais pas sur des coques multicouches; la pression améliore la résistance des structures cylindriques et déplace et transforme le mode de flambage de cisaillement en flexion, la protection thermique joue elle aussi un rôle. Cela implique un effet sur l'interaction flexion/cisaillement.

- Interaction flexion/cisaillement et coques multicouches:

Le passage du mode de cisaillement au mode de flexion est délicat, la protection thermique n'est pas transparente à ce phénomène. Ce paramètre vient donc s'ajouter au paramètre géométrique qui est aussi en cause.

- Effet de la géométrie sur les coques multicouches:

La longueur des coques est un paramètre influençant le flambage, le matériau isolant vient consolider la structure réalisée dans un matériau déterminé et va en modifier son comportement.

- Effet du matériau sur les coques multicouches:

A géométrie égale, une coque va réagir différemment si elle n'est pas composée du même matériau. De la même manière, il est intéressant de voir si un autre matériau isolant, d'épaisseur égale et de caractéristiques mécaniques légèrement différentes mais toujours très faibles comparativement à la structure réelle sera de même efficacité.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

- Effet de l'épaisseur de la couche isolante:

Si le matériau isolant reste le même mais en considérant une épaisseur double, voire triple; l'intérêt est ici de voir comment réagit la structure multicouche.

- Effet d'un défaut de collage de la protection thermique:

Dans tous les cas, il est considéré que le contact entre la structure et la couche appliquée est parfait. Les défauts de collage peuvent toutefois apparaitre malgré une attention particulière portée lors de la fabrication des structures. L'insertion volontaire d'un défaut de collage sur les zones les plus sensibles apporte une connaissance supplémentaire sur le comportement des coques supposées quant à elle de bonne qualité.

- Effet des imperfection géométriques sur les coques multicouches:

Les coques présentent souvent des défauts locaux ou généralisés qui abaissent leur capacité portante, il est intéressant d'évaluer si ces défauts ont la même influence sur les coques multicouches.

Ces approches sont alors proposées, de manière approfondies ou succinctes, dans le but de découvrir les avantages et inconvénients de la présence d'une couche d'un matériau de type mousse faisant généralement office de protection thermique sur les structures cylindriques minces des lanceurs. Nous concluons notre contribution par une synthèse générale des résultats obtenus et nous proposons des perspectives qu'il serait judicieux d'explorer.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Chapitre 2:
ETAT DE L'ART

Depuis le début des années 1900, de nombreux chercheurs ont essayé de mieux comprendre le phénomène de flambage en s'appuyant sur des études expérimentales. Plusieurs générations de chercheurs ont analysé ce phénomène sous différents aspect : sollicitations, géométries, renforcement.

Cette synthèse bibliographique s'inspire et reprend des données de travaux antérieurs à cette étude. Ainsi, Cédric MATHON [MATh04] et Daniel GROS [GRO99] ont mené des recherches bibliographiques approfondies sur les travaux de recherches en compression, flexion cisaillement et pressurisation sur les coques lisses. André DA-SILVA [DAS10] a détaillé finement le flambage des coques pour ces différentes sollicitations. Cette partie bibliographique se veut donc synthétique et se focalise principalement sur le flambage des coques en flexion et cisaillement, ainsi que sur les connaissances acquises sur les coques multicouches, en rappelant les multiples paramètres influençant la résistance des coques. On en déduira les principales conclusions. Le lecteur pourra cependant trouver d'abondantes informations sur le flambage de coques et autres structures dans l'ouvrage complet de SINGER, ARBOCZ et WELLER [SIN98].

I. Introduction

Le flambage est un phénomène d'instabilité. Il peut tout particulièrement être observé pour des structures minces élancées (faible raideur de flexion) soumises à des contraintes de compression. Au-delà d'une certaine valeur, la charge appliquée que l'on appellera charge ou force « critique », conduit à un important changement de forme de la structure qui se traduit par l'apparition brutale ou progressive de plis ou d'ondulations. Par une perte de rigidité ou de capacité portante, la structure subit un changement de configuration d'équilibre lié aux effets des non linéarités géométriques, ce changement peut s'accompagner ou non de plasticité.

Compte tenu de ses nombreuses applications, de sa haute sensibilité aux défauts géométriques, et de sa simplicité d'expérimentation, le cas de la compression axiale a été le plus étudié, tant du point de vue expérimental que numérique. Ainsi les effets sur la charge critique des paramètres géométriques caractérisant la coque (longueur, épaisseur), des conditions aux limites (appuis simples, encastrement…), des éventuels grands déplacements pré-critiques, des défauts géométriques particuliers (axisymétrique, modal, localisé ou généralisé…), ont été examinés.
En revanche les études sur le cas de la flexion pure sont plus rares. En effet les premières recherches sur ce sujet, conduites entre 1927 et 1965, semblaient indiquer que ce cas pouvait se ramener à celui de la compression, de part la similarité de comportement. Le cas de la flexion de coques épaisses ($R/t < 100$) et infiniment longues a fait quant à lui l'objet d'études

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

plus poussées, ayant pour application les structures du type pipeline pour l'industrie pétrolière.
Le cas du cisaillement par effort tranchant a fait l'objet de peu de travaux, puisqu'il a très vite été assimilé au cas de la torsion, beaucoup plus répandu. Récemment, un certain nombre d'études y a été consacré, dans le cadre du programme nucléaire japonais.
Enfin, les interactions entre les différents chargements ont été bien souvent délaissées depuis les premières investigations des années 50, elles vivent un renouveau avec entre autres, les recherches récentes au sein du laboratoire LGCIE ([MATh04],[DAS10]).

La compréhension qualitative issue de l'expérience n'a pu être enrichie par des approches quantitatives rigoureuses que lorsque les premiers éléments de la théorie des coques ont vu le jour. KIRCHOV-LOVE est le fondateur de cette théorie à la fin du 19ème siècle, puis LORENZ [LOR08], TIMOSHENCKO [TIM63] et SOUTHWELL [SOU14] mettent en place la formule de la contrainte critique « classique », pour les coques cylindriques soumises à une compression axiale (voir Stabilité d'une coque cylindrique sous compression axiale II.2.2). La théorie des coques de DONNELL [DON34] et FLUGGE [FLU32] est apparue après 1930 avec la prise en compte de diverses conditions aux limites, dans l'expression de la charge théorique. Après FLUGGE qui a généralisé les équations de DONNELL mais considère un état de membrane et néglige les déformations de flexion, SANDERS [SAN63] et KOITER [KOI67] modifièrent la relation contrainte-déformation pour aboutir au système d'équations qui est maintenant couramment utilisé dans les codes aux éléments finis.

II. Concepts et Théories

II.1. Concepts fondamentaux

II.1.1. Concept d'instabilité

Le phénomène d'instabilité pour les coques cylindriques soumises à un effort de compression axiale peut se caractériser de deux manières décrites ci-dessous:

- le flambage par bifurcation d'équilibre, observé par l'apparition soudaine d'un mode de déformation différent du mode initial (Figure 2.1.a) : la structure sollicitée suit le chemin d'équilibre dit « branche fondamentale » jusqu'à un point de bifurcation où elle empruntera la branche bifurquée stable ou instable (chute de rigidité) qui minimise le plus son énergie potentielle.
- le flambage par point limite, où une amplification accélérée du mode de déformation se produit. Figure 2.1.b: la branche fondamentale se voit diminuée par une décroissance de la rigidité de la structure jusqu'à son annulation au point limite. S'il est suivi d'une branche post-critique instable puis à nouveau stable, le comportement est appelé « phénomène de claquage » où un saut dynamique se crée pour rejoindre un état d'équilibre dépendant des paramètres géométriques de la structure.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

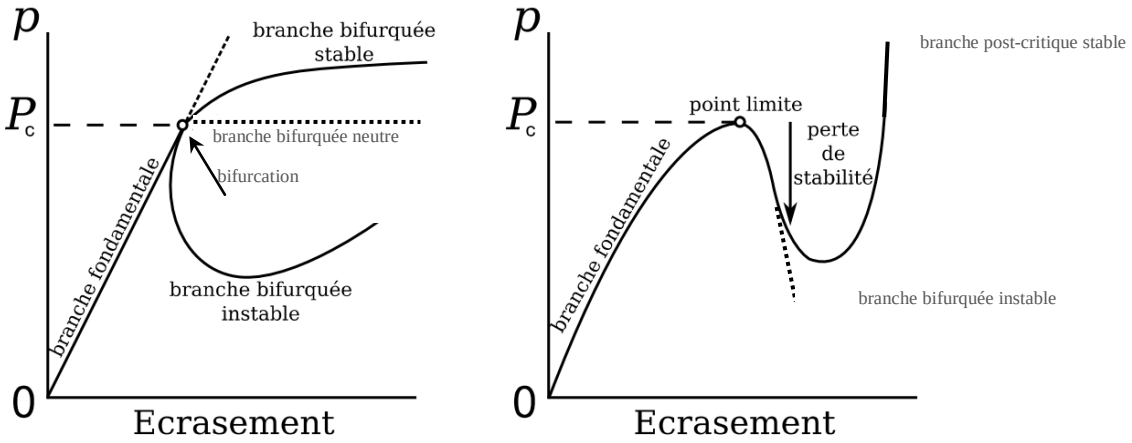


Figure 2.1. Types d'instabilités: a) bifurcation b) point limite

Ces comportements stables ou instables sont importants pour le dimensionnement de structure. Le caractère instable est préjudiciable pour la tenue de l'élément, le comportement stable après bifurcation peut néanmoins être acceptable. Si le chargement se poursuit et qu'aucun autre point de bifurcation n'est rencontré, la ruine de la structure sera généralement atteinte par point limite. Dans tous les cas, le terme de flambage sera utilisé pour désigner l'un ou l'autre de ces deux types d'instabilités structurelles.

Cette première interprétation fait intervenir les concepts d'équilibre, stabilité et bifurcation, indispensables pour expliquer les flambages observés au cours de nos expériences sur les coques pressurisés.

II.1.2. Concept d'équilibre d'un système

L'équilibre d'un système peut se résumer avec le principe fondamental de la statique, qui déclare qu'un solide est en équilibre si et seulement si les sommes des efforts et des moments qui s'exercent sur lui sont nuls :

$$\sum_i \vec{F}_i = \vec{0} \quad \text{et} \quad \sum_i \vec{M}_i = \vec{0} \qquad (1$$

Le principe de l'énergie potentielle stationnaire peut être aussi utilisé pour l'étude de l'équilibre et de stabilité des systèmes, la théorie générale de KOITER [KOI67] est basée sur ce principe :

Soit un phénomène physique quelconque, dont l'évolution dans le temps est décrite par une équation du type :

$$\begin{cases} \dfrac{du}{dt} = F(\lambda, u) \quad t > 0 \\ u(0) = u_0 \end{cases} \qquad (2$$

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Dans un environnement paramétré par un scalaire λ. Les états d'équilibre stationnaire de ce phénomène sont définis par l'équation fonctionnelle :

$$F(\lambda, u) = 0 \qquad (3$$

qui admet l'ensemble solution $S = \{(\lambda, u); F(\lambda, u) = 0\}$ (4

Du point de vue mécanique, avec ϕ l'énergie potentielle d'un système en équilibre, cette fonctionnelle peut être calculée avec le principe des puissances virtuelles qui énonce que le travail des forces intérieures U_{int} s'équilibre avec celui des forces externes W_{ext} , l'énergie potentielle est donnée par :

$$\phi(\lambda, u) = U_{\text{int}} + W_{ext} \qquad (5$$

Un système est donc en équilibre si :

$$\partial\phi = \partial U_{\text{int}} + \partial W_{ext} = 0 \qquad (6$$

Les états d'équilibre du système sont donc définis par l'ensemble solution S de cette dernière équation. Si l'ensemble solution S ne subit pas de changement qualitatif lorsque le paramètre λ varie dans un voisinage spécifié, la situation est dite régulière. Si en revanche un changement qualitatif est perceptible pour une variation arbitrairement petite de λ au voisinage d'une valeur λc, la situation sera qualifiée de singulière et λc sera appelée valeur critique. Cette situation singulière traduit en fait la présence d'une bifurcation d'équilibre.

II.1.3. Bifurcation d'équilibre

Lorsque plusieurs équilibres sont possibles et que le système change de chemin pour emprunter une configuration différente, il s'agit de bifurcation d'équilibre.

Une façon de déterminer la régularité de la situation d'équilibre est, par exemple, de compter le nombre d'éléments de S quand λ varie autour d'une valeur prescrite λ0. Un exemple simple proposé par KOITER [KOI67] et repris dans de nombreux ouvrages est expliqué ci-dessous (Figure 2.2):

Soit un système mécanique constitué d'une barre OA de longueur L, sur laquelle s'exerce au point A une force d'intensité λ et dirigée dans le sens Oy . En supposant que la liaison en O est une rotule permettant une rotation parfaite sans frottement. Sur cette rotule est fixé un ressort de torsion de raideur k, qui maintient au repos la barre en position verticale.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

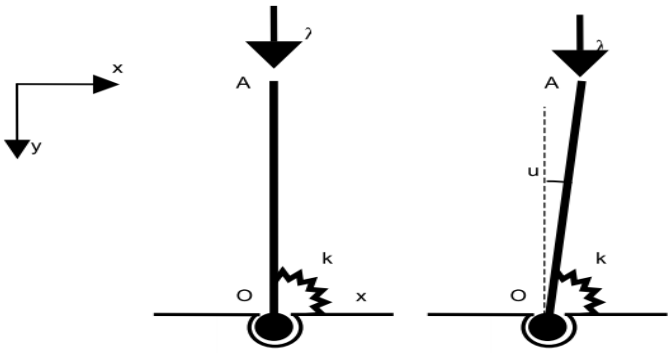


Figure 2.2. Phénomène de bifurcation

La barre est infiniment rigide, sous l'action de λ le point A peut se déplacer dans le plan (xOy) et la barre tourner autour de la rotule O, faisant un angle noté u avec la verticale.

Equilibre de la barre :
L'énergie potentielle Φ de ce système mécanique s'exprime par :

$$\phi(\lambda,u)=\frac{1}{2}.k.u^2+\lambda.L.\cos(u) \qquad (7$$

Le système est en équilibre stationnaire si la dérivée première de l'énergie potentielle Φ est nulle. Afin de simplifier la résolution analytique complète, un développement limité amène dans ce cas, pour u suffisamment petit :

$$\phi'(\lambda,u)=k.u-\lambda.L.\sin(u)=k.u-\lambda.L.\left[u-\frac{u^3}{6}\right]=u.\left(k-\lambda.L+\frac{\lambda.L}{6}.u^2\right)=0 \qquad (8$$

Soit deux solutions : $u_1=0 \qquad u_2=\pm\sqrt{6.\left(1-\frac{k}{\lambda.L}\right)}$ pour $\lambda>\frac{k}{L}$ (9

L'ensemble S des solutions est donc défini par l'union de deux courbes (que l'on désigne ici par branches S1 et S2) (Figure 2.3) et peut être représenté dans le plan défini par les variables λ et u :

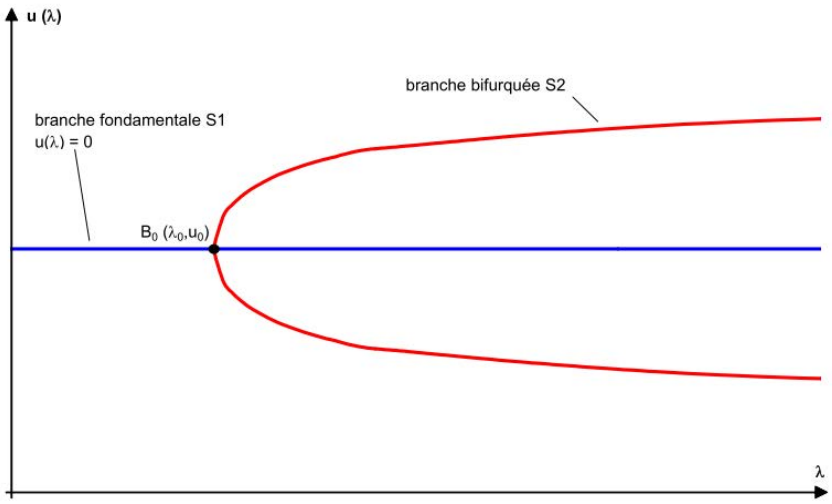


Figure 2.3. Branches d'équilibre de la barre

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Les deux courbes se croisent au point $B_0(\lambda_0, u_0)$ tel que $u_0 = 0$ et $\lambda_0 = \frac{k}{L}$.

Ce point $B_0(\lambda_0, u_0)$ est appelé point de bifurcation ; lorsque la barre est sollicitée par un chargement λ monotone croissant, elle va dans un premier temps suivre la branche S1 (branche fondamentale), jusqu'à arriver au point B0. En ce point elle peut soit continuer sur la branche S1, soit suivre la branche S2 (qualifiée de branche bifurquée ou adjacente). Dans ce dernier cas, l'augmentation du chargement λ va engendrer une rotation de la barre autour du point O, son comportement jusqu'ici parfaitement symétrique va devenir asymétrique.
Plus généralement, un point situé sur une branche de solutions Si de S est un point de bifurcation par rapport à Si tout voisinage U de ce point contient une solution d'équilibre non située sur Si. C'est dans cet exemple le cas de $B_0(\lambda_0, u_0)$.
Un point de bifurcation correspond alors à une perte d'unicité de la solution d'équilibre initialement déterminée.

II.1.4. Stabilité d'un équilibre : minimum de l'énergie potentielle

La notion de stabilité a été prépondérante lors de cette étude. Les équilibres instables sont en effet à éviter dans les structures puisqu'ils mènent à des situations catastrophiques.

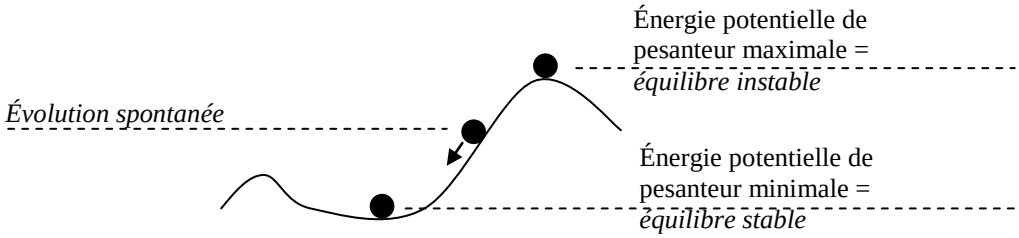


Figure 2.4. Types d'équilibre

Ce concept sera illustré ici dans la continuité de l'exemple simple de la barre, permettant de présenter l'un des critères de stabilité les plus répandus.

Lorsque le chargement λ atteint la valeur λ_0, l'expérience montre en fait que bien que la solution u = 0 soit toujours mathématiquement possible, lorsque la valeur λ_0 est approchée, la barre bascule et se retrouve dans l'état d'équilibre décrit par la branche S2.

Il est possible de démontrer que pour $\lambda > \lambda_0$, l'énergie de la barre située sur la branche bifurquée S2 est inférieure à l'énergie de la barre dans la position symétrique (u = 0). Or le théorème de l'énergie potentielle totale dit que pour un état d'équilibre stable, les déplacements qui satisfont les conditions d'équilibre sont ceux qui minimisent l'énergie potentielle totale.

Compte tenu de la nullité de la variation première de l'énergie potentielle dans une position d'équilibre, l'existence d'un minimum impose que la variation seconde de l'énergie potentielle soit définie positive :

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

$$\begin{cases} \phi'(\lambda,u)=0 \\ \phi''(\lambda,u)>0 \end{cases} \Rightarrow \quad \text{équilibre stable} \qquad (10$$

Dans le cas de la barre OA, la variation seconde de l'énergie potentielle s'écrit :

$$\phi''(\lambda,u)=k-\lambda.L+\lambda.L.\frac{u^2}{2}$$

Lorsque u appartient à la première branche solution (u = u1 = 0), la condition de stabilité s'écrit :

$$k - \lambda.L > 0 \quad \text{soit} \quad \lambda < \frac{k}{L} \qquad (11$$

Lorsque u appartient à la seconde branche solution $u \in S_2$, la variation seconde de l'énergie potentielle s'écrit :

$$\phi''(\lambda,u)=k-\lambda.L+\lambda.L.\frac{u^2}{2}=k-\lambda.L+\frac{\lambda.L}{2}.6.\left(1-\frac{k}{\lambda.L}\right)=2.\lambda.L-2.k \qquad (12$$

ce qui implique que $\forall u \in S_2, \qquad \phi''(\lambda,u)>0$ (13

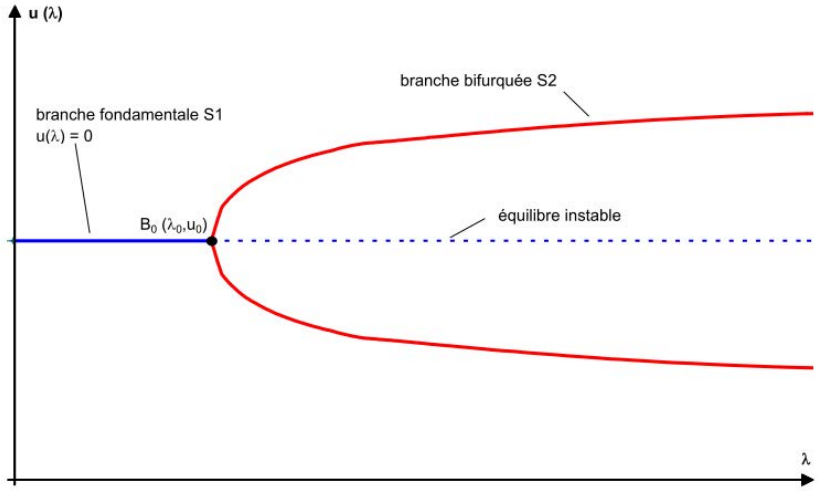


Figure 2.5. Solutions stables de l'équilibre

La barre va donc adopter la configuration dans laquelle l'énergie potentielle totale sera minimale, ce qui explique que la barre va préférentiellement suivre la branche bifurquée S2, pour λ > k/L.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

II.2. Théorie des coques minces

Une coque est une structure occupant un domaine d'épaisseur t autour d'une surface S, dite surface moyenne. Lorsque cette épaisseur est très petite devant les deux autres dimensions de la surface, on parle de coque mince. Cette caractéristique géométrique permet d'un point de vue mécanique de ramener le problème tridimensionnel de la détermination des déformations d'un milieu continu à un problème bidimensionnel, dans lequel la détermination du champ de déplacement U de la surface moyenne suffit à décrire correctement le comportement de la structure.

II.2.1. Equations d'équilibre des coques cylindriques de DONNELL

La réduction d'une coque à deux dimensions a donné naissance à diverses théories, dont les écarts reposent entre autres sur les termes du champ de déplacement considérés pour le calcul des déformations, ainsi que sur les termes du tenseur des contraintes pris en compte. La théorie relative aux coques cylindriques élaborées par DONNELL en 1933 [DON33] est décrite ci-après.

Hypothèse de comportement

DONNELL se place dans le cadre de déformations modérées subies par une coque de rayon R, de longueur L et d'épaisseur t, constituée d'un matériau homogène, isotrope et élastique ayant un module de YOUNG E et un coefficient de POISSON ν. Le champ de déplacement est noté {u,v,w}, respectivement au système de coordonnées {x,y,z} tel que défini sur la Figure 2.6.

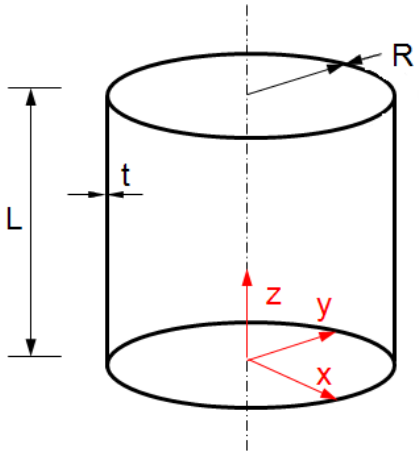


Figure 2.6. Coque cylindrique mince.

La théorie des coques de DONNELL repose sur les hypothèses explicitées ci-dessous :

1) t/R << 1 et t/L<<1
2) les déformations sont suffisamment petites : ε << 1 et la loi de HOOKE s'applique.
3) les lignes droites normales à la surface moyenne non déformée restent droites et normales à la surface moyenne déformée, leur longueur est inchangée.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

4) les contraintes normales agissant perpendiculairement à la surface normale peuvent être négligées comparativement aux contraintes agissant dans le plan de la surface moyenne :

$$|\sigma_{zz}| << |\sigma_{xx}| \qquad |\sigma_{zz}| << |\sigma_{yy}|$$

5) les déplacements u et v sont négligeables, le déplacement w est du même ordre que l'épaisseur t de la coque :

$$|u| << t, \qquad |v| << t, \qquad |w| = \mathrm{o}(t)$$

6) les dérivées de w sont petites, mais leurs carrés et leurs produits sont du même ordre que les déformations considérées :

$$\left\{\left|\frac{\partial w}{\partial x}\right|, \left|\frac{\partial w}{\partial y}\right|\right\} << 1, \qquad |v| << t, \qquad \left\{\left(\frac{\partial w}{\partial x}\right)^2, \left(\frac{\partial w}{\partial y}\right)^2, \left|\frac{\partial w}{\partial x}\cdot\frac{\partial w}{\partial y}\right|\right\} = \mathrm{o}(\varepsilon)$$

7) les changements de courbure sont petits et l'influence de u et v sont négligeables, de telle manière qu'ils peuvent être représentés par des fonctions linéaires de w seulement.

Les hypothèses 3 et 4 constituent les hypothèses dites de LOVE-KIRCHHOFF, les hypothèses 5 à 7 traduisent le fait que les déformations sont essentiellement liées au déplacement radial w. L'utilisation de cet ensemble d'hypothèses par DONNELL a fait l'objet de critiques nombreuses, toutefois les résultats théoriques qu'elles permettent d'obtenir se révèlent tout à fait satisfaisants dans le contexte de cette étude.

Relations déformations déplacements

Sur la base des hypothèses précédentes, et prenant donc en compte que les déplacements u et v sont négligeables devant R, les relations entre le champ de déplacement et les déformations en tout point de la coque sont les suivantes :

$$\left.\begin{aligned}
&\varepsilon_x = \varepsilon_{x0} + z.K_x \quad \text{avec} \quad \varepsilon_{x0} = \frac{\partial u}{\partial x} + \frac{1}{2}.\left(\frac{\partial w}{\partial x}\right)^2, \quad K_x = -\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \\
&\varepsilon_y = \varepsilon_{y0} + z.K_y \quad \text{avec} \quad \varepsilon_{y0} = \frac{\partial v}{\partial y} - \frac{w}{R} + \frac{1}{2}.\left(\frac{\partial w}{\partial y}\right)^2, \quad K_y = -\frac{\partial^2 w}{\partial y^2} \\
&\gamma_{xy} = \gamma_{xy0} + z.K_{xy} \quad \text{avec} \quad \gamma_{xy0} = \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} + \frac{\partial w}{\partial x}\cdot\frac{\partial w}{\partial y}, \quad K_{xy} = -2.\frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y}
\end{aligned}\right\} \qquad (14$$

où ε_{x0}, ε_{y0} et γ_{xy0} sont les déformations de la surface moyenne (translations membranaires) et K_x, K_y et K_{xy} désignent les changements de courbure de la surface moyenne (flexions par rotation).

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Relations contraintes déformations

Pour un matériau élastique isotrope, la loi de HOOKE donne :

$$\begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{Bmatrix} = \frac{E}{1-\nu^2}.\begin{bmatrix} 1 & \nu & 0 \\ \nu & 1 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1-\nu}{2} \end{bmatrix}.\begin{Bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{Bmatrix} \qquad (15$$

Ce qui se traduit au niveau des forces et moments unitaires par :

$$\begin{cases} N_x = C.(\varepsilon_{x0} + \nu.\varepsilon_{y0}) \\ N_y = C.(\varepsilon_{y0} + \nu.\varepsilon_{x0}) \\ N_{xy} = N_{yx} = C.\frac{1-\nu}{2}.\gamma_{xy0} \end{cases} \quad \text{et} \quad \begin{cases} M_x = D.(K_x + \nu.K_y) \\ M_y = D.(K_y + \nu.K_x) \\ M_{xy} = M_{yx} = D.\frac{1-\nu}{2}.K_{xy} \end{cases} \qquad (16$$

avec C et D respectivement les rigidités de membrane et de flexion de la coque tel que :

$$C = \frac{E.t}{1-\nu^2} \quad \text{et} \quad D = \frac{E.t^3}{12.(1-\nu^2)} \qquad (17$$

Equations d'équilibre de DONNELL

L'introduction des relations entre les contraintes, les déplacements et les déformations dans les équations d'équilibre conduisent à un système couplé de 3 équations à 3 inconnues u, v et w.

La condition de nullité de la variation d'énergie potentielle $\phi = U_{\text{int}} + W_{ext}$ permet d'obtenir les équations d'équilibre suivantes :

$$\begin{cases} N_{x,x} + N_{xy,y} = 0 \\ N_{xy,y} + N_{y,y} = 0 \\ D.\nabla^4 w + \frac{1}{R}.N_y - N_x.w_{,xx} - 2.N_{xy}.w_{,xy} - N_y.w_{,yy} - p_z = 0 \end{cases} \qquad (18$$

avec $\nabla^4 = \frac{\partial^4}{\partial x^4} + 2.\frac{\partial^4}{\partial x^2.\partial y^2} + \frac{\partial^4}{\partial y^4}$

et où les indices situés après la virgule indiquent une dérivation partielle.

Ces équations sont généralement connues comme les équations de coques DONNELL-MUSHTARI-VLASOV (DMV), et sont utilisées très largement dans la littérature pour l'analyse de coques cylindriques.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

II.2.2. Equations de stabilité des coques cylindriques minces

L'étude de stabilité d'une coque cylindrique mince peut être effectuée à partir des équations d'équilibre en appliquant le critère de l'équilibre adjacent.
En considérant la formulation plus usuelle avec la fonction d'Airy F tel que :

$$N_x = F_{,yy} \;,\; N_y = F_{,xx} \;,\; N_{xy} = F_{,xy}$$

ainsi que w, ces deux variables peuvent s'écrire :

$$w = w_0 + \hat{w} \;,\; F = F_0 + \hat{F}$$

Où w et F représentent les solutions déterminées sur la branche initiale $\hat{w}$ et $\hat{F}$ de petites perturbations de ces solutions. En injectant ces expressions dans les équations d'équilibre et en négligeant les carrés et les produits de $\hat{w}$ et $\hat{F}$, un système d'équations apparait:

$$\begin{cases} \nabla^4 \hat{F} + Et.(w_{0,yy}\hat{w}_{,xx} - 2w_{0,xy}\hat{w}_{,xy} + w_{0,xx}\hat{w}_{,yy} - \frac{1}{R}\hat{w}_{,xx}) = 0 \\ D.\nabla^4 w + \frac{1}{R}.\hat{F}_{,xx} - F_{0,yy}\hat{w}_{,xx} - 2F_{0,xy}\hat{w}_{,xy}) - F_{0,xx}\hat{w}_{,yy} - w_{0,yy}F_{,xx} - 2.w_{0,xy}\hat{F}_{,xy} - w_{0,xx}.\hat{F}_{.yy}) = 0 \end{cases} \quad (19$$

La résolution de ce système d'équations permet alors de déterminer la stabilité de coques, un exemple de résolution en compression axiale est détaillé ci-après.

<u>Stabilité d'une coque cylindrique sous compression axiale</u>

Soit une coque cylindrique de rayon R, de longueur L et d'épaisseur t, constituée d'un matériau homogène, isotrope et élastique ayant un module d'YOUNG E et un coefficient de POISSON ν. La coque est simplement appuyée à ses extrémités, soumise à une compression axiale uniforme.

En négligeant les problèmes de flexion locale près des conditions aux limites, l'état de la coque avant flambement peut être décrit par :

$$N_{x0} = -\frac{N}{2\pi R}, \qquad N_{y0} = N_{xy0} = 0, \qquad w_{x0} = cte$$

Compte tenu de l'axisymétrie du chargement, les équations d'équilibre s'écrivent :

$$\begin{cases} \nabla^4 F - \frac{Et}{R} w_{,xx} = 0 \\ D.\nabla^4 w + \frac{1}{R}.F_{,xx} = 0 \end{cases} \qquad \text{avec } \nabla^4 = \frac{\partial^4}{\partial x^4} \quad (20$$

et les équations de la stabilité, en posant $\lambda = F_{0,yy}.\frac{c.R}{E.t^2}$ se réduisent à :

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

$$\begin{cases} \nabla^4 \hat{F} - \dfrac{E.t}{R}\hat{w}_{,xx} = 0 \\ D.\nabla^4 w + \dfrac{1}{R}.\hat{F}_{,xx} + \lambda.\dfrac{E.t^2}{c.R}\hat{w}_{,xx} = 0 \end{cases} \qquad (21$$

Les conditions aux limites imposent $\hat{w} = \hat{w}_{,xx} = 0$ pour x = 0, L en recherchant pour les deux équations de stabilité ci-dessus des solutions de la forme :

$$\hat{w} = A.\sin\left(m\pi\frac{x}{L}\right)\cos\left(n\frac{y}{R}\right), \quad \hat{F} = B.\sin\left(m\pi\frac{x}{L}\right)\cos\left(n\frac{y}{R}\right)$$

La résolution amène l'identification des solutions suivantes :

$$\lambda_{c,mn} = \frac{1}{2}\left\{\frac{\left(\alpha_m^2 + \beta_n^2\right)^2}{\alpha_m^2} + \frac{\alpha_m^2}{\left(\alpha_m^2 + \beta_n^2\right)^2}\right\} \qquad \hat{w} = t.\sin\left(m\pi\frac{x}{L}\right)\cos\left(n\frac{y}{R}\right)$$

$$\hat{F} = -\frac{Et^3}{2c}.\frac{\alpha_m^2}{\left(\alpha_m^2 + \beta_n^2\right)^2}\sin\left(m\pi\frac{x}{L}\right)\cos\left(n\frac{y}{R}\right) \qquad (22$$

Avec

$$\alpha_m^2 = m^2.\frac{Rt}{2c}.\left(\frac{\pi}{L}\right)^2, \qquad \beta_n^2 = n^2.\frac{Rt}{2c}.\left(\frac{1}{L}\right)^2, \qquad c = \sqrt{3.\left(1-\upsilon^2\right)}$$

La charge de bifurcation est alors localisée par minimisation de λ. Celle –ci est obtenue pour:

$$\frac{\left(\alpha_m^2 + \beta_n^2\right)^2}{\alpha_m^2} = 1 \qquad \text{soit } \lambda_C = 1$$

Peuvent alors être déduites : N_{x0}, puis la contrainte classique σ_{CL} obtenue au début du siècle par LORENZ [LOR08], TIMOSHENKO [TIM10] et SOUTHWELL [SOU14], et qui sera largement utilisée tout au long de cette étude:

$$\sigma_{CL} = \frac{1}{\sqrt{3(1-\upsilon^2)}}\frac{Et}{R} \qquad (23$$

Cette contrainte classique est obtenue autant dans le cas d'un flambage axisymétrique que non-axisymétrique. Il est intéressant de noter que cette valeur correspond à de nombreux modes (valeurs de n et m différentes), et est indépendante de L. Le grand nombre de modes proches explique en partie le fait que le flambage d'une coque soit extrêmement sensible aux défauts géométriques.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

II.2.3. Théorie du comportement post-critique

Afin de mieux comprendre le déclenchement des instabilités, les chercheurs se sont vite tournés vers l'étude du comportement post-critique des structures.
La théorie de KOITER [KOI43] est basée sur l'étude de l'énergie potentielle de la structure au voisinage du point de bifurcation. Après avoir introduit un incrément de déplacement colinéaire au mode de flambage, KOITER effectue un développement en série du déplacement et de l'énergie potentielle totale au voisinage du point de bifurcation, aboutissant à une linéarisation des équations différentielles d'équilibre. Lorsqu'un unique mode de flambage est associé au point de bifurcation étudié, l'annulation de la dérivée de V donne une équation de la branche d'équilibre secondaire de la forme :

$$\frac{\lambda}{\lambda_c} = 1 + a.\delta + b.\delta^2 + ...$$

où : λ est l'amplitude du facteur de charge
λ_c est la charge classique de bifurcation
δ est l'amplitude du mode de bifurcation
a , b sont des constantes déterminant le comportement post-critique

La théorie classique de DONNELL étant basée sur une linéarisation des déplacements, elle ne donne aucune information sur la nature du comportement post-critique ou sur la façon dont une structure imparfaite va se comporter. La théorie post-critique développée par KOITER permet, en ajoutant des termes d'ordre supérieur à 1, de connaître le comportement post-critique initial d'une structure parfaite. Trois cas sont alors distinguables (Figure 2.7) :

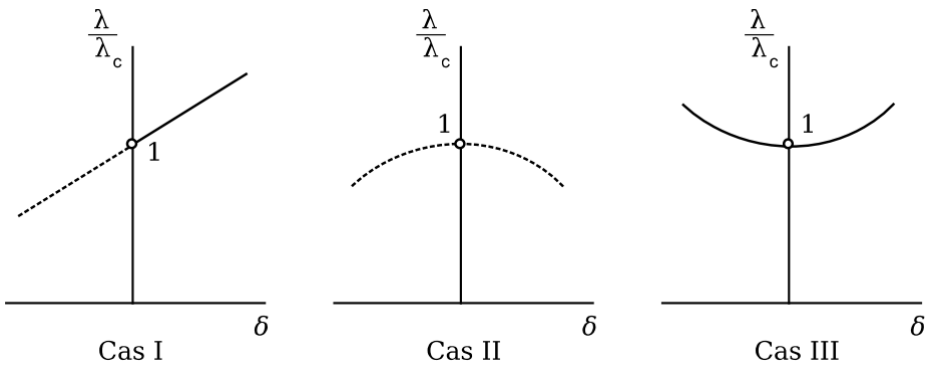


Figure 2.7. Branches d'équilibres de structures parfaites.

<u>Cas I : a ≠ 0</u>
Si δ est suffisamment petit (on considère le comportement post-critique initial, donc pour de faibles valeurs de δ) alors

$$a.\delta >> b.\delta^2 \quad \text{et} \quad \frac{\lambda}{\lambda_c} = 1 + a.\delta \qquad \text{(équation d'une droite)}$$

<u>Cas II : a = 0, b < 0</u>
La branche secondaire a alors une forme parabolique convexe.

<u>Cas III : a = 0, b > 0</u>
La branche secondaire est dans ce cas concave.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

L'étude de la dérivée seconde de l'énergie potentielle permet ensuite de montrer que les branches secondaires sont stables lorsque $\lambda > \lambda_c$, et instables lorsque $\lambda < \lambda_c$ (courbes en pointillés sur la Figure 2.7).

III. Etude bibliographique

L'étude bibliographique reprend ici les travaux de recherche majeurs ayants été lancés au sujet du flambage des coques cylindriques sous les sollicitations de flexion et cisaillement sous différents aspects pour fonder les bases de l'étude des coques multicouches.

III.1. Influence des défauts géométriques

L'analyse des défauts géométriques à été l'objet de nombreuses recherches, de part son rôle important sur le comportement du flambage des coques, les nombreuses études ont pour but de mieux comprendre les phénomènes qu'ils engendrent et prédire le plus précisément possible le comportement des structures réelles.

III.1.1. Approche analytique

A la bifurcation

L'exemple étudié jusqu'à présent considérait une structure supposée parfaite, dans les cas de structures réelles, la présence de défauts est inévitable. Différents types d'imperfections (géométrie imparfaite, chargement excentré, matériau non homogène…) peuvent venir perturber l'équation d'équilibre et changer le chemin emprunté par le système.

Il existera alors un seul chemin d'équilibre (courbe en pointillé), et un chargement croissant de λ va le conduire progressivement de la branche fondamentale à la branche bifurquée, le point de bifurcation est alors modifié comme on peut le voir sur la Figure 2.8.

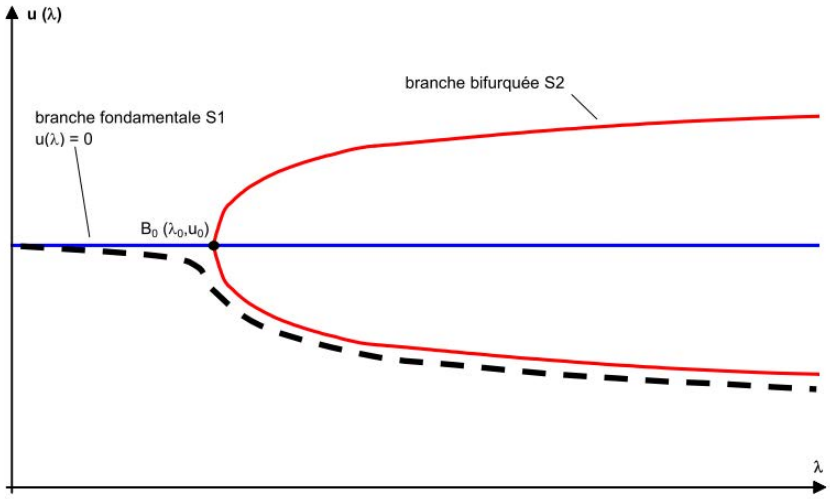


Figure 2.8. Effet de défauts sur les branches d'équilibre.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Un simple petit défaut peut avoir une influence non négligeable sur le comportement du système. L'imperfection des structures est un problème récurrent dans le monde du flambage, et c'est pour cela que de nombreuses études sont consacrées à l'influence des défauts (géométriques ou autres) sur le déclenchement d'instabilités.

En post critique

Au moyen d'une approche analytique, DONNELL et WAN s'intéressent en 1950 à l'effet d'une imperfection sur un cylindre chargé en compression axiale, cette démarche est détaillée par YAMAKI [YAM84] sous le nom d' « analyse directe », qui introduit une perturbation initiale dans les équations de DONNELL, en supposant que la déflection imposée a la même forme que la géométrie postcritique. YAMAKI publie alors certaines relations charges-écrasement qu'il a retrouvé en appliquant une méthode de GALERKIN. Les travaux de YAMAKI, GEIER et ESSLINGER [ESS75] ont montré l'évolution de la géométrie postcritique, où il est établi que la charge classique d'une coque cylindrique soumise à une compression correspond à plusieurs solutions de bifurcations.

KOITER a été le premier [KOI67] [KOI70] à développer de façon très détaillée la relation entre le comportement post-critique et l'influence des imperfections géométriques. Sa démonstration montre que l'influence des imperfections sur le comportement de la structure dépend de la forme initiale du chemin d'équilibre secondaire (Figure 2.9 reprise de la Figure 2.7).

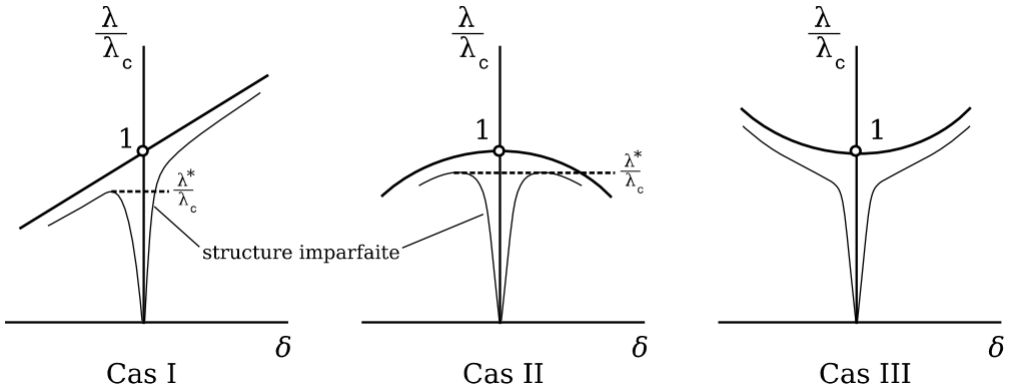


Figure 2.9. Influence des imperfections géométriques sur le comportement post-critique.

Si ce chemin a une pente négative, l'équilibre est instable, le flambage soudain, et la charge critique de la structure imparfaite est réduite. Si la pente du chemin est positive, la structure peut avoir une résistance post-critique importante. KOITER publie la formule qui détermine l'influence d'une imperfection axisymétrique :

$$\left(1-\frac{\sigma}{\sigma_{CL}}\right)^{m}=\frac{3.\sqrt{3.\left(1-\nu^{2}\right)}}{2}.\left|\frac{A}{t}\right|.\frac{\sigma}{\sigma_{CL}} \qquad (24$$

où : A est l'amplitude de l'imperfection
m est un exposant égal à 2 (cas I) ou 3/2 (cas II)

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

L'allure de cette fonction est représentée Figure 2.10, et montre que même des défauts extrêmement petits vont diminuer la charge critique

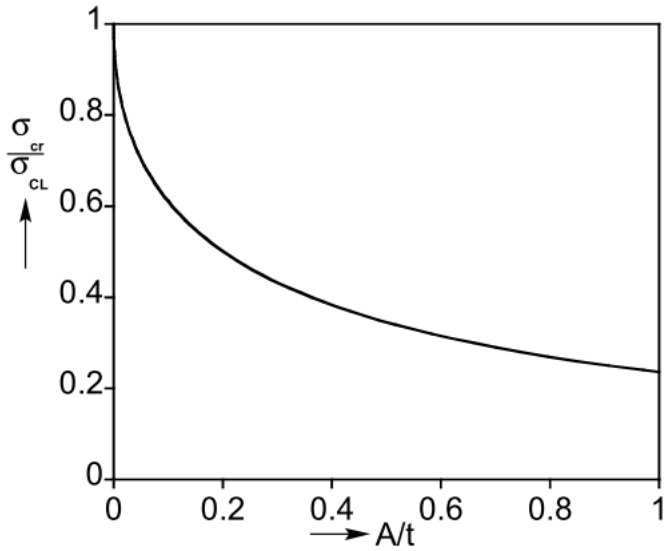


Figure 2.10. Influence d'une imperfection axisymétrique (KOITER 1967)

La théorie de KOITER montre ainsi la forte sensibilité de la charge critique aux imperfections pour les structures présentant un comportement postcritique instable, comme c'est le cas par exemple pour une coque cylindrique sous compression axiale. Elle est d'une importance capitale pour la compréhension des disparités observées, et sera reprise dans les années 60 par HUTCHINSON et BUDIANSKY [HUT65] qui firent connaitre le travail de KOITER de manière plus adaptée aux milieux continus.

De nombreux autres travaux analytiques traitent de l'influence des imperfections géométriques. ARBOCZ et BABCOCK [ARB69] étendent en 1969 ces analyses à des déformations asymétriques. AMAZIGO et BUDIANSKY [AMA72] ont eux développé l'analyse de KOITER en considérant des imperfections de formes diverses : modales, locales et aléatoires. YAMAKI [YAM84] étudia également l'influence des imperfections géométriques en considérant plusieurs types de défauts ainsi que plusieurs types de chargements. Son étude particulièrement complète aboutit à une relation relativement complexe qui recoupe les principaux résultats obtenus par d'autres chercheurs.

Plus récemment, les méthodes asymptotiques ont été utilisées pour résoudre une multitude de problèmes et notamment le flambage de coques imparfaites sous compression. Ainsi, JAMAL, POTIER FERRY et al. [JAM99] étudient tout d'abord l'influence d'imperfections localisées sur de long cylindres, et retirent une équation pour la réduction de la contrainte critique qui dépend de la forme et de l'amplitude du défaut. Cette loi est proportionnelle à $(A/t)^{2/3}$. Ils trouvent de plus qu'une combinaison de modes augmente la perte de charge. Les auteurs s'attaquent ensuite à l'interaction entre des imperfections modales et localisées [JAM03], et les résultats de leur méthode analytique semblent pertinents en comparaison avec les résultats obtenus par calcul numérique (ABAQUS, STANLAX).

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

III.1.2. Approche expérimentale

Le coté idéal des formes de défauts donnés par l'approche analytique est assez limité face aux défauts réels. Ces défauts réels dépendent essentiellement du procédé de fabrication, et deviennent à chaque fois un cas particulier, mais peuvent être classés suivant différentes familles.

- Les défauts localisés : cloques concaves ou convexes, des méplats ou casse de soudure considérés comme défauts de construction ont la particularité de ne se propager que dans leur zone.
- Les défauts généralisés : les imperfections d'EULER propres à chaque structure, et basées sur les imperfections colinéaires au premier mode de flambage, ou des défauts modaux axisymétriques (purement numériques) se répartissent sur toute la structure. Certains défauts comme les soudures peuvent être considérés comme généralisés en fonction de leur forme.

BLACHUT et GALLETLY [GAL85] font une étude en cisaillement en 1985 sur des coques épaisses roulées soudées, testées une première fois, les coques sont tournées de 180° avec des déformations résiduelles de grande amplitude. La charge critique du second essai est égale à 90% de la première charge critique, ils en déduisent que les défauts géométriques ont une faible influence pour ce type de chargement.

Dans des thèses précédentes (ex : C. MATHON [MATh04] en 2004) un automate piloté par un ordinateur qui assure parallèlement l'acquisition des données, mesure la géométrie radiale des coques avant, pendant et après le chargement. Il permet de déterminer avec précision les défauts géométriques, puis les modes propres au cours de l'essai et d'en évaluer les effets.

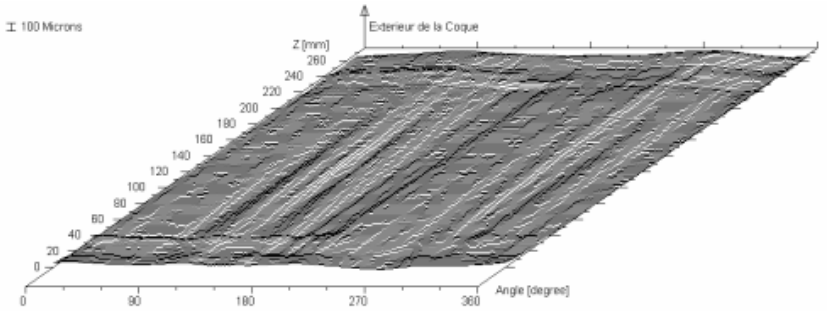


Figure 2.11. Relevé de géométrie après correction (MATHON 2004)

Il conclue que quel que soit la méthode utilisée (harmoniques de fourrier ou portique selon l'Eurocode3 [EUR06]), il est délicat de réellement caractériser les défauts présents sur une coque.

III.1.3. Approche numérique

Les études numériques s'appuient sur les connaissances acquises analytiquement et expérimentalement. Beaucoup d'auteurs adoptent une démarche qui consiste à idéaliser la forme des imperfections par des défauts en général axisymétrique qui simplifient et idéalisent la modélisation, comme ROTTER et TENG [ROT89] et [TEN92] le font pour modéliser la présence de soudures sur des silos, ou comme A.LIMAM sur les réservoirs de la fusée Ariane.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

KOKUBO [KOK93] a réalisé une étude paramétrique numérique sur les coques (élément isoparamétrique à 8 nœuds) et sur plusieurs types de défaut dans le cas d'un chargement de cisaillement. Il en résulte que le seul défaut ayant un effet significatif est un défaut homothétique au mode de flambage. Même dans le cas le plus pessimiste (défaut colinéaire au mode de flambage), la réduction de la charge critique ne dépasse pas 20%.
MATSUURA et al. [MATs95], en couplant leur étude expérimentale effectuée sur une dizaine de coques à une approche numérique avec l'introduction d'un défaut modal dans leur simulation, donnent une première quantification de l'effet des imperfections. Ils observent que la perte de charge critique dépend du mode circonférentiel prépondérant (Figure 2.12). La perte maximale est obtenue lorsque le mode est colinéaire au mode de flambage. Ces résultats sont à prendre avec réserve, l'amplitude du défaut dépend de R et non de t, donc plus la coque est mince, plus le défaut sera relativement grand par rapport à l'épaisseur, la comparaison devient alors difficile pour R/t = 167 et R/t = 417.

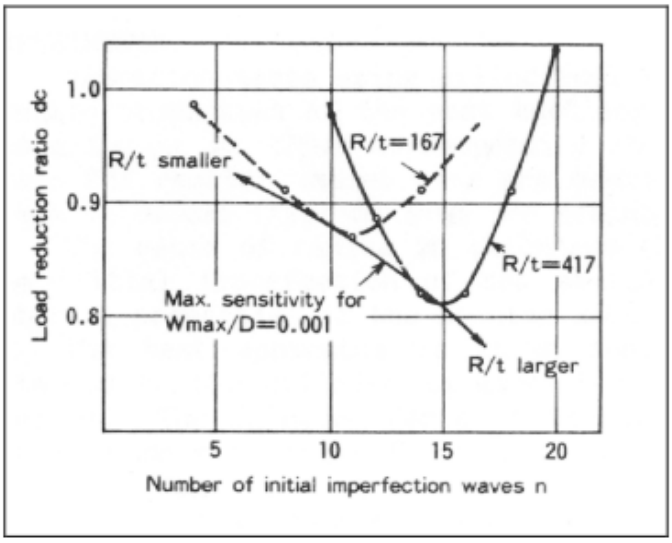


Figure 2.12. Effet d'un défaut géométrique sur la charge critique en cisaillement (MATSUURA 1995)

MURAKAMI et al. [MUR93] réalisent une étude du flambage en flexion pour mettre en place une recommandation fiable pour le dimensionnement, en fabriquant des coques (R/t=125, 167 ou 250 pour L/R=1) par emboutissage sur un moule qui permet d'introduire des défauts. Après vérification des résultats de MATSUURA [MATs95], ils montrent que le mode axisymétrique ne semble pas affecter le comportement du cylindre, comparé à des coques de bonne qualité. Avec des coques présentant différentes amplitudes de défauts, les auteurs montrent que la charge critique diminue lorsque l'amplitude du défaut augmente et observent un flambage progressif, très différent de la compression axiale.
Ils proposent alors, après avoir interprété les résultats par des simulations, un facteur de correction dépendant de l'amplitude du défaut, pour les coques ayant un R/t compris entre 100 et 200.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

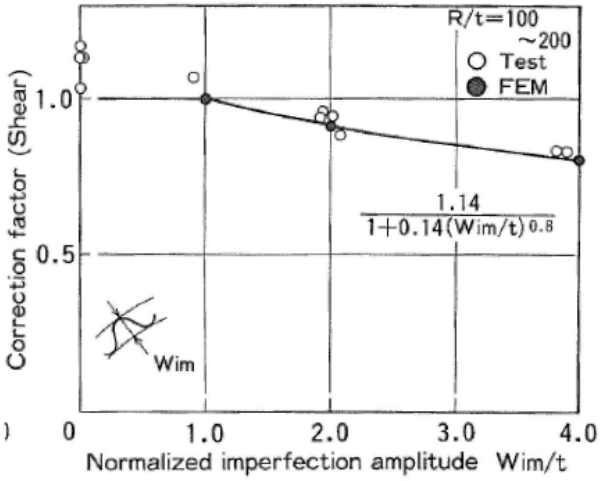


Figure 2.13. Facteur de correction pour la charge critique en fonction de l'amplitude (MATSUURA 1995).

Dans le cas de la flexion, D.GROS [GRO99] fait remarquer que pour les petites amplitudes de défaut, le défaut axisymétrique est légèrement moins influent que le défaut d'EULER, et que le défaut localisé (de faible amplitude vis-à-vis du défaut critique) l'est encore moins.

Beaucoup d'études se sont alors focalisées sur le défaut de type axisymétrique localisé, qui, selon beaucoup d'auteurs, fait considérablement chuter la charge de flambage (KOITER, HUTCHINSON, ROTTER..), et est présent sur des structures composées de viroles assemblées par soudage (ROTTER, TENG, LIMAM, MATHON..).
Des mesures in-situ sont relevées pour aboutir à des expressions analytiques des défauts de soudages (PIRCHER [PIR01] et des propositions de formes ROTTER [ROT89] et TENG [TEN92] proches du défaut réel. Puis sont proposées des simplifications, comme un défaut de forme parabolique (KHAMLICHI, BEZZAZI et LIMAM [KHA04]) ou simplifié à l'extrême un défaut triangulaire (MATHON [MATh04], LIMAM [LIM04]):

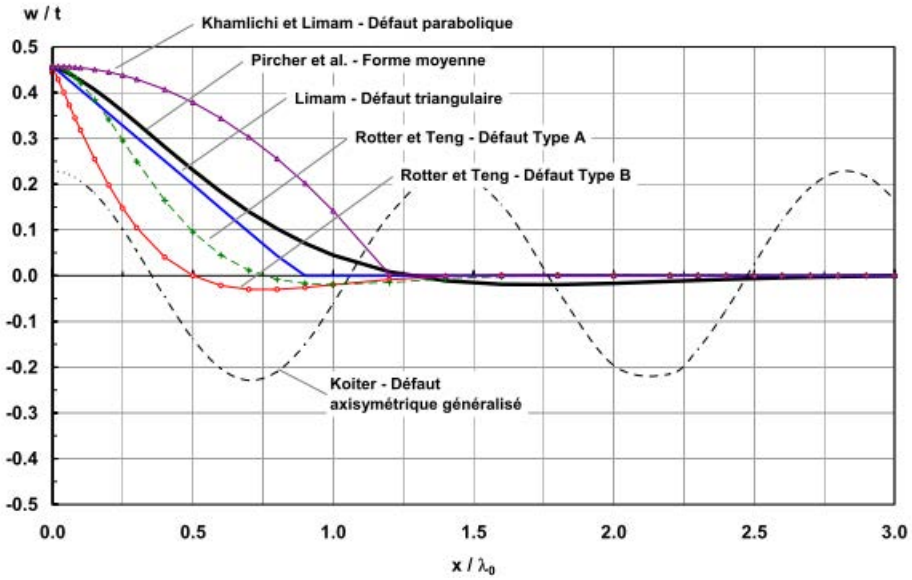


Figure 2.14. Défaut axisymétrique localisé - synthèse des différentes propositions.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

MATHON détaille précisément cette étude bibliographique et réalise une étude paramétrique avec un calcul par éléments fini sur STANLAX, auquel il incorpore le défaut triangulaire. Il conclue que l'effet des paramètres d'un défaut (longueur d'onde et amplitude) est variable lorsque le rapport R/t évolue, et que, plus la longueur de la coque est importante, plus la longueur d'onde axiale critique augmente. Il note finalement que l'effet de ces défauts est légèrement moins important dans le cas de la flexion, qui a une sensibilité moindre aux défauts géométriques.

Ces différentes études montrent que de petites variations du mode peuvent entrainer de grandes disparités sur la résistance du cylindre, d'où l'idée d'aborder par la suite les problèmes de flambement avec des approches probabilistes.

III.1.4. Approche statistique

Prédire le flambage d'une structure entraine la connaissance du caractère aléatoire qui découle du mode de fabrication et la prédiction des réponses de la structure vis-à-vis de ces mêmes imperfections. La prise en compte de la forme des imperfections géométriques stochastiques est abordée par J. ARBOCZ et ELISHAKOFS [ARB95] qui établirent une méthode de prédiction du flambage basée sur les mesures d'imperfections qu'ils ont recueillies et conservées dans des banques de données (International Imperfection Data Bank).

Les méthodes statistiques sont assez lourdes à mettre en œuvre. Elles imposent également d'avoir une bonne connaissance du processus de fabrication utilisé, et de la distribution des défauts. Une campagne de mesures sur un nombre suffisant de coques est donc nécessaire pour pouvoir l'appliquer et leur robustesse n'est aujourd'hui pas encore bien connue.

III.1.5. Conclusion

L'ensemble de ces travaux montrent que les défauts géométriques influent sur la rigidité de la structure. Toutes sortes de défauts ont été utilisées dans les différentes approches, analytiques, numériques mais aussi expérimentalement, il en ressort que les défauts modaux d'EULER sont les plus contraignants, de même que le défaut axisymétrique qui conduit généralement à des résultats conservatifs. Ainsi il est montré que la chute de capacité portante de la structure ne dépend pas uniquement de l'amplitude du défaut, mais également de la forme de celui-ci.

Ces études variées et approfondies sur l'influence des défauts géométriques montrent que la simplification d'une imperfection peut entrainer d'importantes modifications sur la résistance du spécimen. La démarche d'adopter une géométrie proche de la géométrie réelle, comme l'a fait MATHON avec des relevés géométriques intégrés dans un modèle numérique pour prédire la charge de flambage de la structure de façon précise est alors une solution assez fiable, mais ne serait cependant pas adaptée à des coques produites en série, pour lesquelles la charge de flambage doit être connue à l'avance.

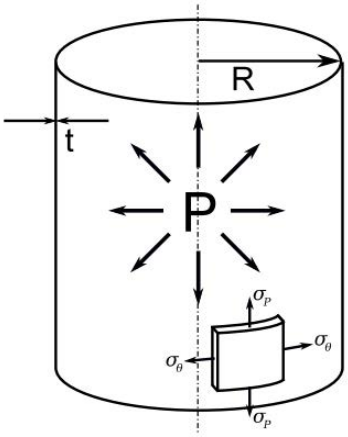
Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

III.2. Pressurisation des coques cylindriques

Dans la continuité des précédentes études, un bon nombre de chercheurs ont travaillé sur l'influence de la pression interne sur le comportement au flambage des coques cylindriques.

III.2.1. Contraintes

La pression hydrostatique induit un état de contrainte biaxial purement membranaire si les effets de couche limite ou les composantes de flexion engendrées par les conditions aux limites sont négligés.



2.15. Etat de contrainte due à la mise en pression hydrostatique interne.

Les contraintes résultantes de la mise en pression sont données par :

$\sigma_\theta = \dfrac{P.R}{t}$, la contrainte circonférentielle de membrane (25

$\sigma_P = \dfrac{P.R}{2.t}$, la contrainte axiale ou "effet de fond" (26

Ces contraintes de traction générées par l'effet de fond s'opposent au flambage qui nécessite un état de contrainte compressif. Ainsi, un chargement axial doit d'abord compenser cette contrainte de traction σ_P ,avant d'induire de la compression. La contrainte circonférentielle de traction σ_θ a quant à elle un double effet améliorant le comportement au flambage; le "gonflement" de la coque d'une part, favorise l'estompement des défauts et donc améliore la capacité portante; et d'autre part, inhibe le déclenchement des instabilités. L'étude bibliographique ci-dessous explore la découverte de ces aspects.

III.2.2. Approches expérimentales et analytiques

Etudes en flexion et compression

FLUGGE entame les premiers travaux sur l'effet de combinaisons entre pression et compression axiale et conclu qu'il n'y a pas d'effet sur la charge critique de la coque cylindrique. LO, CRATE et SCHWARTZ [LO51] montrent au contraire que la charge

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

critique augmente de 35 à 70%, mais considèrent que l'effet de la pression se superpose à la charge critique (P=0) de façon indépendante.

A part au sein du laboratoire de Génie Civil de l'INSA de Lyon et à partir des années 2000, très peu de résultats expérimentaux ont été publiés sur le flambage en flexion de coques pressurisées. Seuls SUER et HARRIS [SUE58] montrent que lorsque l'effet de fond est compensé, la contrainte critique de flambage en flexion augmente progressivement avec la pression, pour tendre vers σ_{CL}. Lorsque l'effet de fond n'est pas compensé, la contrainte de collapse augmente également, avec dans certains cas un dépassement important de la contrainte classique. L'effet de fond modifie donc le comportement global de la structure.

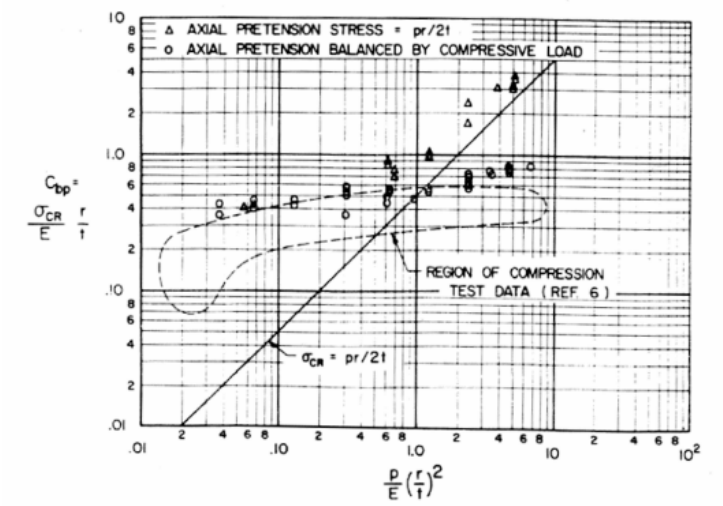


Figure 2.16. Contraintes expérimentales de flambage sous flexion et pression interne (SUER et HARRIS 1958)

DOW et PETERSON [DOW60] effectuent ensuite une campagne sur des coques en aluminium (7075-T6) pour trois valeurs nominales de R/t (300, 475 et 750) et de L/R (0.25, 0.5 et 1). Pour chaque essai, le chargement est stoppé à l'apparition de la première cloque (flambage local) afin de pouvoir enchainer les essais sur une même coque sans l'endommager. Les pressions atteintes sont moins importantes que dans l'étude présentée ci-dessus, toutefois les auteurs notent que la charge critique augmente plus rapidement avec la pression que dans le cas de la compression axiale (Figure 2.17). Aucune différence de comportement par rapport à la compression n'est cependant relevée, du fait que les essais ne sont pas continués au-delà du cloquage.

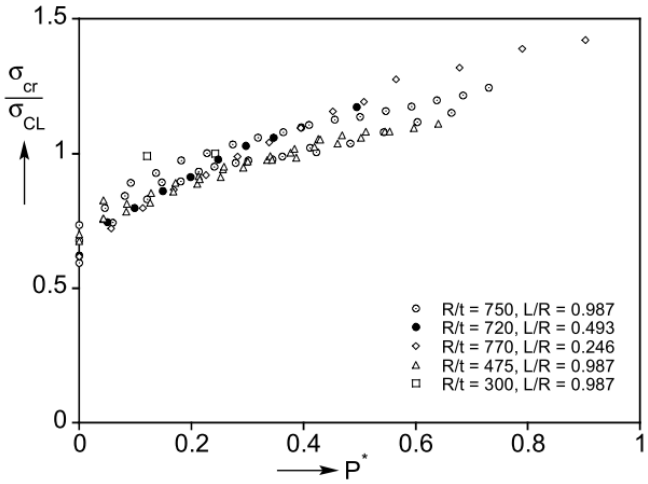


Figure 2.17. Contraintes critiques expérimentales sous flexion et pression interne (DOW et PETERSON 1960)

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Une autre interprétation apparait avec WEINGARTEN, MORGAN et SEIDE [WEI65] qui expliquent que la pression réduit le caractère néfaste des imperfections géométriques, s'expliquant par les changements de comportement post critique de structures en Mylar où la charge converge vers la charge classique d'une coque non pressurisée augmentée de l'effet de fond. De part le caractère très instable des coques non pressurisées, l'apport en pression amène à l'effacement du "Snap-Through" come le montre la Figure 2.18. Leurs résultats confirment le fait que la contrainte de collapse d'une coque pressurisée en flexion peut très largement dépasser la contrainte classique (matérialisée par une croix sur les courbes de chargement).

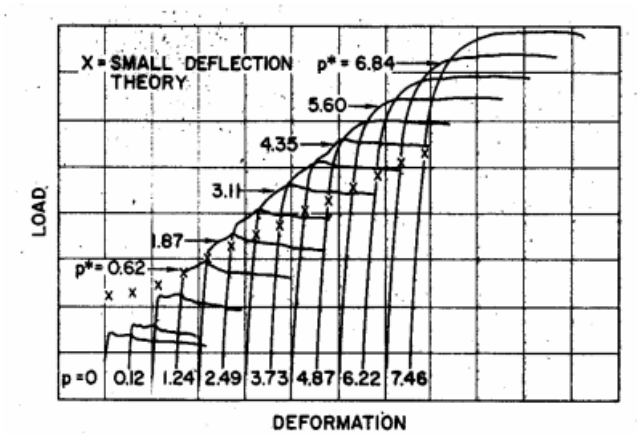


Figure 2.18. Modification de la structure avec la pression interne - Courbes expérimentales Flexion-Pression (WEINGARTEN 1965)

Avec leurs nombreux essais réalisés, ils constatent que l'effet de la pression n'est pas le même selon le rapport R/t des coques testées. WEINGARTEN et SEIDE déterminent alors une nouvelle variable de pression adimensionnelle, formulée comme suit :

$$P_{\text{adim}} = \frac{P}{E}.\left(\frac{R}{t}\right)^{\frac{5}{3}} \qquad (27$$

ROTTER [ROT04] s'est intéressé à l'effet de la pressurisation en général autant dans le domaine élastique que plastique, et SCHNELL [SCHn59] constate que la nature de l'équilibre postcritique est modifiée par la pressurisation. Il résout la théorie linéaire de DONNELL pour une combinaison de chargement incluant compression et pression interne, et détermine que le mode de bifurcation est asymétrique jusqu'à une pression seuil Ps à partir de laquelle le mode de bifurcation devient axisymétrique.

$$P_S = \sqrt{3(1-\upsilon^2)}\,\frac{P}{E}\left(\frac{R}{t}\right)^2 \qquad (28$$

Les thèses de SCHAUDER [SCHa97], GROS [GRO99], ANTOINE [ANT00] et MATHON [MATh04] regroupent plus de 200 essais réalisés sur une trentaine de coques lisses, obtenues par électrodéposition et comportant des surépaisseurs aux extrémités. Ces essais recouvrent des conditions expérimentales très diverses puisque certaines coques se distinguent par leur géométrie (R/t compris entre 620 et 867), leur qualité, et qu'elles ont subis de multiples chargements à différentes pressions et sur différentes fibres. Ils démontrent effectivement que la pression efface les défauts; avec un estompement systématique en zone courante des

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

défauts correspondant à des harmoniques supérieures à 4. C.MATHON montre par des relevés géométriques précis, que l'effacement des imperfections géométriques est effectif dès les très basses pressions (50 mbar). Au-delà de 600 mbar, correspondant pour ses coques à P*=1.5, tous les modes élevés (harmoniques supérieures à N = 5) sont effacés. En revanche les modes les plus bas ne sont que très peu affectés par la mise en pression corroborant les observations faites par LIMAM [LIM91] sur des coques plus épaisses. Ses résultats numériques recoupent ses observations et précisent qu'un défaut axisymétrique sera très difficile à estomper même à très haute pression (P > 3.5bar)

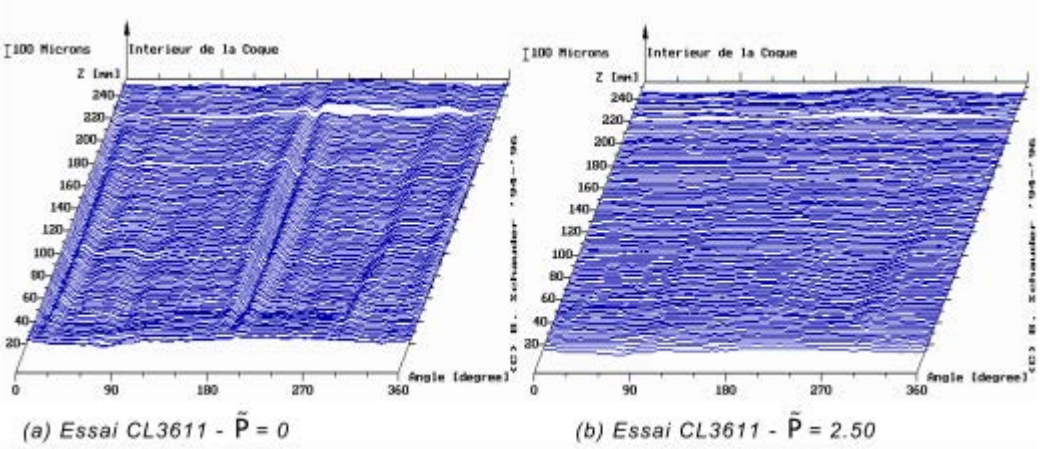


Figure 2.19. Effacement des défauts avec la pression interne (MATHON 2004)

Etudes en cisaillement

YAMAKI est resté pendant longtemps le seul à avoir étudié le couplage entre cisaillement par effort tranchant et pression interne [YAM84], puis A.DA-SILVA [DAS10] a apporté des analyses supplémentaires. Les travaux analytiques et expérimentaux mettent en évidence l'augmentation de la charge critique et de la rigidité postcritique avec la pression interne, comme en témoignent les courbes présentées en Figure 2.20 pour différentes valeurs du paramètre de BATDORF Z explicité en III.3.

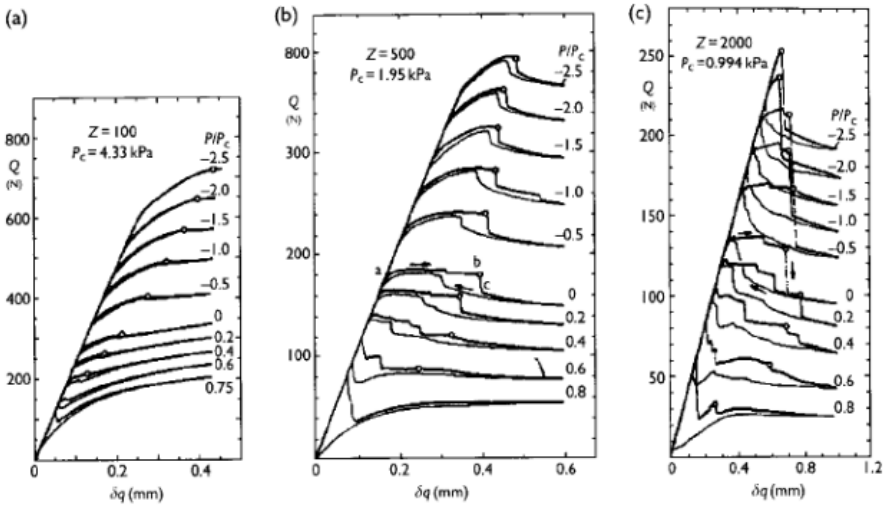


Figure 2.20. Effet de la pression sur le comportement post-critique de coques en cisaillement : a) Z=100, b) Z=500, c) Z=2000 (YAMAKI 1984)

D'après la Figure 2.20c, la pression a pour effet de raccourcir la branche post-critique stable, traduisant le fait que la flexion devienne le mode de flambage principal lorsque la pression

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

augmente. Les charges de bifurcation sont ensuite comparées à la théorie développée par YAMAKI (Figure 2.21), à la fois en torsion (pointillés) et en effort tranchant (trait plein), et la concordance est plutôt bonne.

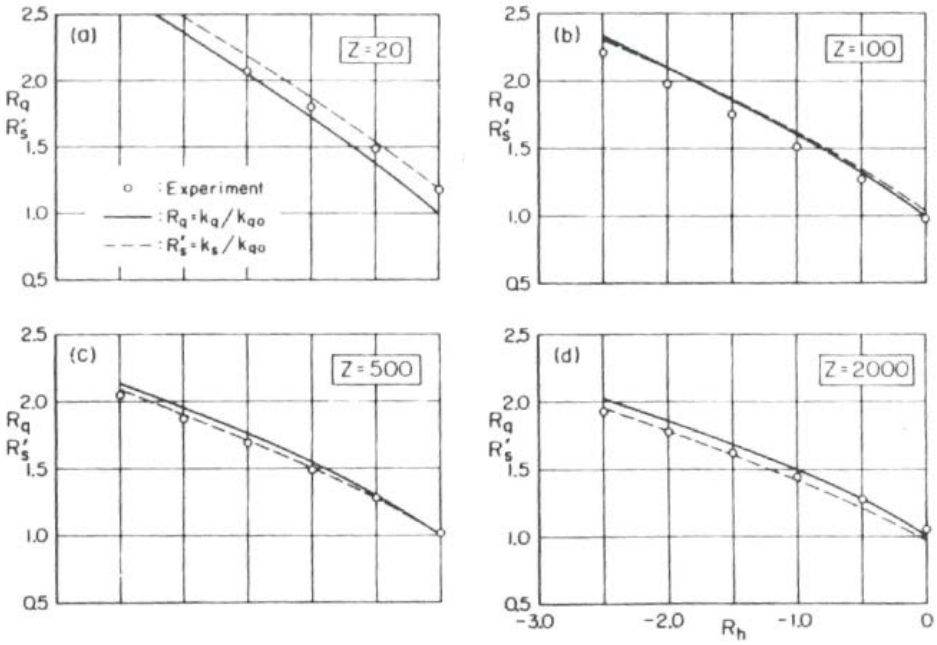


Figure 2.21. Augmentation de la charge critique en cisaillement avec la pression interne : a) Z=20, b) Z=100, c) Z=500, d) Z=2000 (YAMAKI 1984)

<u>Effet sur le comportement post critique</u>

D. GROS montre aussi que la pression efface le caractère instable du flambage en flexion. La figure suivante issue de sa thèse montre le comportement post-critique pour différente valeur de pression interne sur une coque d'épaisseur t=180microns et un module d'YOUNG E=113000 Mpa.

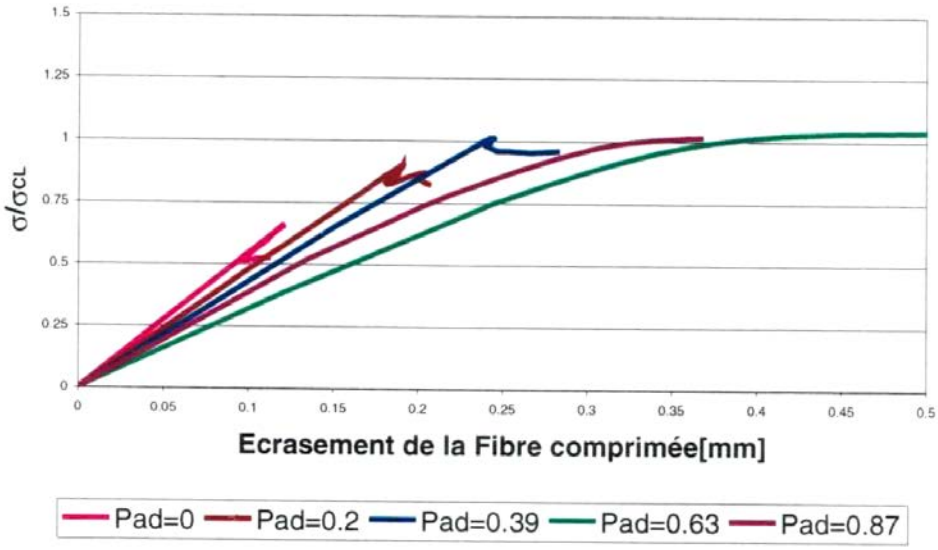


Figure 2.22. Effacement du "Snap-Through" avec la pression - Essais de flexion (GROS 1999)

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Cela se traduit par une diminution de la profondeur du « Snap-Through » et un effacement de l'influence des imperfections géométriques lorsque la pression augmente.

L'apparition d'un flambage de type patte d'éléphant ou onde axisymétrique au voisinage des conditions aux limites, correspond à un début de plastification du matériau, la plasticité sur les coques cylindriques sera expliquée dans la suite de ce chapitre.

III.2.3. Apports numériques

SANCHEZ et LIMAM ont montré que les coques en compression axiale ont des valeurs propres très proches pour les 26 premiers nombres d'ondes, ce qui signifie que les différentes configurations d'équilibres au voisinage de la bifurcation sont très proches les unes des autres. Contrairement à la compression, le cas de la flexion génère un flambage sur une zone réduite de la surface cylindrique de la structure. Les modes de flambage sont composés d'un grand nombre d'harmoniques qui se couplent les unes aux autres, ce qui rend l'analyse mode par mode difficile.

Les calculs effectués en « linéaire élastique » montrent les différentes allures géométriques qui correspondent aux premiers points de bifurcations. Trois familles de géométrie modales distinctes apparaissent sur les 9 premières valeurs propres : la charge la plus basse est constituée par une série de lèvres typique de « pattes d'éléphant », puis des modes de type damier en pointe de diamant typique en compression, et enfin un mode de cloques positionnées à 45° sur la face comprimée qui le distingue d'un mode de cisaillement pure.

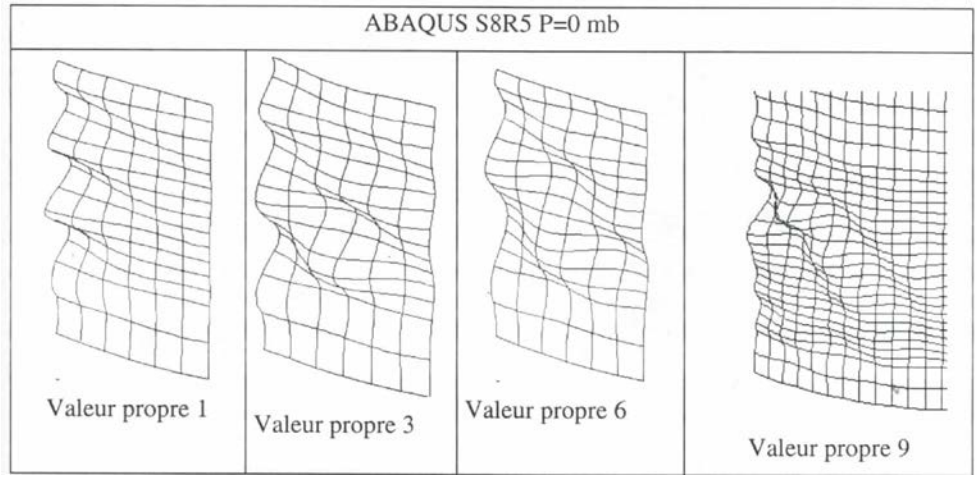


Figure 2.23. Différentes configurations de flambage par calcul linéaire élastique à pression nulle (GROS 1999)

L'insertion d'une pression interne même modérée P*=0.2, change alors le comportement de la structure, où cette fois ci les 12 premières configurations de flambage sont composées essentiellement de mode de type « lèvre ». La flexion privilégiant les longueurs d'onde basses en mode 1, la pression va alors repousser les autres configurations géométriques à des charges plus importantes.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

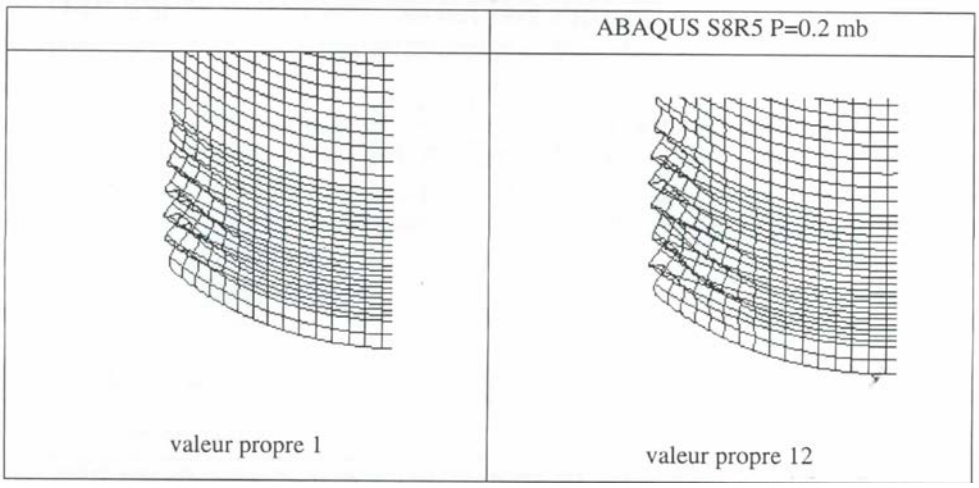


Figure 2.24. Différentes configurations géométriques, P=400mbar (GROS 1999)

Il précise et met en évidence que le mode de type damier s'efface plus facilement avec la pression que le mode lèvre qui à ses harmoniques basses.

III.2.4. Conclusions

La pression joue un rôle sur la résistance de la structure, en créant une tension dans la structure, elle vient minimiser la taille des défauts et efface certains modes de flambage.

La pression n'a cependant pas la même influence sur des coques de matériaux et géométries différentes, plus la coque est mince, plus les défauts s'effacent rapidement. Conformément aux précédentes études analysant l'effet de la pression interne, une pression adimensionnelle P* sera donc utilisée dans cette étude:

$$P^* = \frac{P}{E} \cdot \left(\frac{R}{t} \right)^2 \qquad (29$$

Ce paramètre adimensionnel aura en effet l'avantage de laisser une vision généralisée des comportements des structures face à la pression interne qui va avoir des effets variés en fonction de la géométrie.

III.3. Cisaillement des coques cylindriques

Le flambage des coques minces en cisaillement a fait l'objet de moins d'études que les chargements classiques (compression axiale, pression externe). Néanmoins la construction des centrales nucléaires de type surgénérateur, dans lesquelles les cuves sont suspendues, mais aussi dans le cas du réservoir cryogénique Ariane5, qui peut être sollicité en cisaillement sous l'action du vent lorsque le lanceur est sur le pas de tir, ont entraîné une augmentation des actions de recherche sur ce type de chargement.
Les structures du génie civil sont sujettes à ce type de chargement lors de séismes, où la sollicitation est dynamique, mais cette étude restera axée sur le cas statique.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

III.3.1. Contrainte en cisaillement

Les structures réelles sont alors sujettes à des sollicitations en cisaillement bien souvent matérialisées par un effort tranchant.

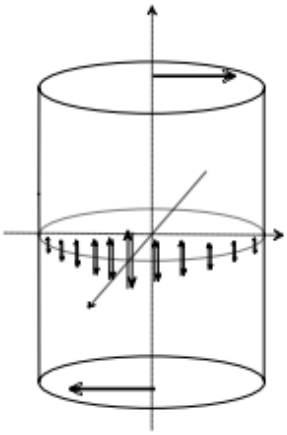


Figure 2.25. Effort transverse - Contrainte en cisaillement

Les contraintes de cisaillement se répartissent sur la coque avec une valeur maximale située sur les parties latérales. En considérant l'effort tranchant T, la contrainte maximale est alors:

$$\tau_{CR} = \frac{T}{\pi.R.t} \qquad (30$$

En compression axiale et en flexion la contrainte critique dépend principalement du rapport R/t (pour des coques courtes et minces), la contrainte critique en cisaillement est quant à elle directement influencée par la longueur de la coque, un nouveau paramètre est alors couramment utilisé : le paramètre de BATDORF Z , donné par :

$$Z = \frac{L^2}{R.t}.\sqrt{\left(1-\upsilon^2\right)} \qquad (31$$

III.3.2. Contrainte théorique et mode de flambage

Contrairement à des cas plus simples de flambage de coques (compression, pression externe ou torsion), le flambage par cisaillement ne peut être résolu facilement, les déformées précritiques n'étant pas axisymétriques. L'estimation de la contrainte critique en cisaillement est donc bien souvent liée aux formules concernant le flambage sous torsion, qui comme le cisaillement à des modes présentant des cloques diagonales, localisées dans la zone de contrainte maximum pour le cisaillement et sur toute la circonférence pour la torsion.

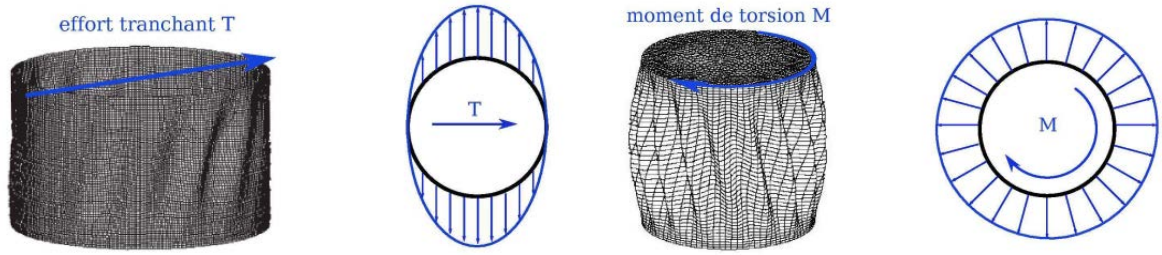


Figure 2.26. Mode de flambage et répartition des contraintes a) cisaillement b) torsion

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Les premiers essais considérant un chargement de cisaillement par effort tranchant ont été effectués par RHODE et LUNDQUIST [RHO31] en 1931 sur des cylindres en papier, ciblant l'aspect interaction flexion cisaillement. Puis LUNDQUIST continue plusieurs études dans le cadre de la NACA sur des cylindres en Duralumin [LUN35] pour différents chargements dont le cisaillement, et conclut que pour un cisaillement « pur », les contraintes critiques sont environ 1.25 fois supérieures à celles obtenues lors des précédents essais de flambage réalisés en torsion (LUNDQUIST [LUN32], DONNELL [DON34]).

Beaucoup plus tard, alors que le flambage sous torsion a déjà été étudié de manière approfondie. LU [LU65], puis SCHRODER [SCHr72] donnent une formulation approchée de la contrainte critique de cisaillement à partir des équations de DONNELL.
YAMAKI est le premier à proposer une étude complète sur le sujet dans son ouvrage de référence *Elastic Stability of Cylindrical Shells* [YAM84]. A partir d'une étude analytique utilisant le paramètre de BATDORF Z , une expression de la contrainte critique est proposée :

$$\tau_{YAM} = k_T(Z).\frac{\pi^2.E}{12.(1-\upsilon^2)}.\left(\frac{t}{L}\right)^2 \qquad \text{où } k_T(Z) \text{ est un coefficient dépendant de Z} \qquad (32$$

A l'aide des équations de DONNELL et de la méthode de GALERKIN, il compare les charges critiques sous torsion ou sous effort transverse. Il obtient des valeurs quasiment équivalentes (Figure 2.27), ce qui montre qu'il est pertinent d'utiliser comme référence la charge critique déterminée par DONNELL et TIMOSHENKO pour un cisaillement pur (torsion). Celle-ci peut s'exprimer alors par :

$$\tau_{YAM} = 0{,}75.E.\sqrt{\frac{R}{L}}.\left(\frac{t}{R}\right)^{\frac{5}{4}} \qquad (33$$

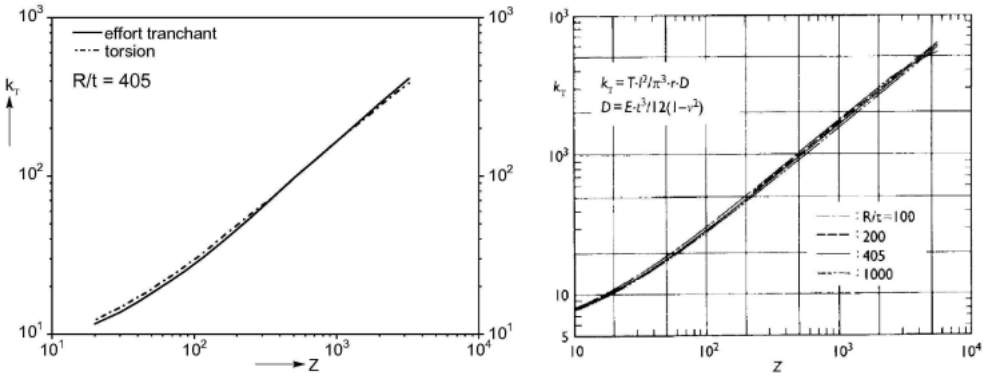


Figure 2.27. Contraintes critiques de cisaillement: a) comparaison entre le cisaillement par torsion et par effort tranchant, b) influence du R/t pour le cisaillement par effort tranchant (YAMAKI 1984)

III.3.3. Comportement post-critique

D'après la théorie de KOITER, le comportement post-critique est lié à la sensibilité aux défauts géométriques. Si la coque est peu sensible aux imperfections géométriques (selon ses dimensions, l'amplitude du défaut ou encore le type de chargement appliqué), alors le comportement post-critique est stable, avec une faible perte de capacité portante. Les études expérimentales antérieures ont observé ce type de comportement mais pour des coques testées

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

courtes (L/R = 1 généralement) et principalement épaisses (R/t compris entre 100 et 400), entraînant un flambage élastoplastique.

Les essais de YAMAKI [YAM84] sur des coques en Mylar d'épaisseur constante (R/t=405) montrent des courbes de comportements différents pour des hauteurs variables :

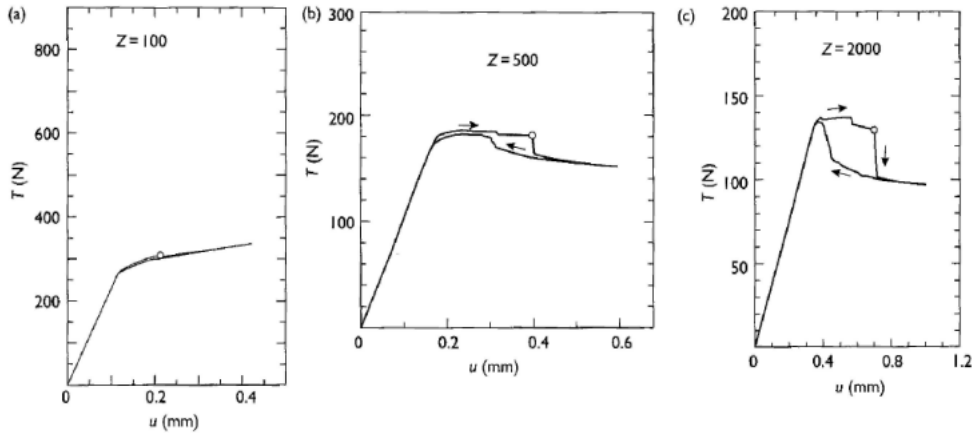


Figure 2.28. Courbes charge-déplacement pour des coques de longueur différente :
a) courte Z=100, b) moyenne Z=500, c) longue Z=2000 (YAMAKI 1984)

Ses résultats montrent que les coques plutôt courtes (Z=100) exhibent un comportement post-critique stable, avec une réserve de charge importante après la bifurcation. Les coques plus longues et minces (Z=2000) quant à elles, montrent un changement brusque de rigidité à la bifurcation, suivi d'une perte soudaine de capacité portante. En plus de cloques de cisaillement, des cloques en « pointe de diamants », caractéristiques d'un chargement de flexion, se forment à la base du cylindre.

III.4. Flexion des coques cylindriques

Les structures employées dans le génie civil subissent des efforts transverses résultants de la présence de vent ou de sollicitations sismiques, ce type de chargement va engendrer un moment de flexion par effort tranchant. Ce choix de sollicitation à été choisi par certains expérimentateurs (MOSSMAN, LUNDQUIST, PETERSON [PET58]) et sur les bancs d'essai du LGCIE car ce type de chargement est beaucoup plus fréquent que la flexion pure.

La synthèse bibliographique s'arrête dans ce point sur cette flexion pure et continuera sur la variante par effort tranchant dans le point suivant.

III.4.1. Contrainte de flexion

Quels que soient les paramètres géométriques R/t et L/R, deux zones se distinguent lorsqu'un moment de flexion est appliqué sur un cylindre : une zone en traction et une zone en compression (Figure 2.29). Ce modèle de type poutre repose sur l'hypothèse que le moment de flexion engendre une répartition sinusoïdale de la contrainte de membrane axiale suivant la circonférence.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

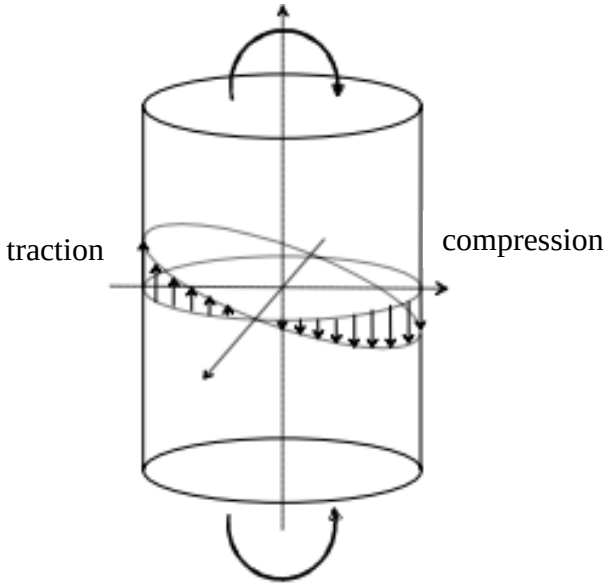


Figure 2.29. Répartition des contraintes en flexion - Modèle de type poutre.

Les contraintes maximales de traction et compression sont positionnées sur deux fibres opposées. La valeur absolue maximale σ_M , qui sera appelée « contrainte globale de flexion », est alors donnée par la relation :

$$\sigma_M = \frac{M}{\pi.R^2.t} = \frac{T.H}{\pi.R^2.t} \qquad (34$$

De part l'apparition de plasticité et les non linéarités précritiques aux conditions aux limites, cette valeur ne sera plus valable, mais l'application d'un moment de flexion et l'atteinte de l'équilibre se traduirons tout de même par cette contrainte sur la fibre la plus sollicitée.

III.4.2. Contrainte théorique et mode de flambage

BRAZIER [BRA27] est l'un des premiers à étudier les coques cylindriques minces sollicitées en flexion en 1927, il met en évidence l'ovalisation d'un tube cylindrique infiniment long, amenant au déclenchement d'une instabilité par point limite, avec l'expression :

$$\sigma_{BR} = \frac{2.\sqrt{2}}{9}\frac{E}{\sqrt{\left(1-\nu^2\right)}}.\frac{t}{R} \quad \text{soit} \quad \sigma_{BR} = 0{,}544.\sigma_{CL} \qquad (35$$

En ce qui concerne les cylindres courts, qui ont un effet d'ovalisation négligeable et n'ont pas le même mécanisme de ruine, FLUGGE et TIMOSHENKO trouvent à l'époque que les charges expérimentales des coques cylindriques chargées en flexion sont 1/3 supérieures à celles chargées en compressions pures, justifiant ces résultats par le fait qu'une structure en compression sur une portion de sa géométrie a peu de chance d'être testée sur la zone la plus sensible. Cette hypothèse sera vérifiée plus tard par MATHON qui numériquement insère des défauts aléatoirement sur une coque et retrouve les conclusions de plusieurs auteurs par rapport à la qualité de leurs spécimens.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

$$\sigma_{Fl} = 1{,}3.\frac{E}{\sqrt{3.(1-\nu^2)}}.\frac{t}{R} \quad \text{soit} \quad \sigma_{Fl} = 1{,}3.\sigma_{CL} \qquad (36$$

Dès 1932, LUNDQUIST [LUN32] publie des résultats d'essais expérimentaux réalisés sur des coques en flexion pure et en compression pure, de différentes valeurs des rapports R/t et L/R.
Il fait la distinction entre la charge de « collapse » et la charge d'apparition des premiers plis et constate aussi que les résultats en flexion se situent à plus de 30% au dessus des résultats en compression, avec des modes de flambage ressemblants. A prendre en compte que les spécimens en papier sont sensibles aux taux d'humidités et fortement anisotropes.

Les nombreux essais réalisés à cette époque (MOSSMAN et ROBINSON [MOS30], LUNDQUIST [LUN33], DONNELL [DON34]) confirment que le mode de flambage obtenu dans le cas de la flexion pure est similaire à celui observé dans le cas de la compression uniforme. Il s'agit en l'occurrence d'un cloquage de type « pointes de diamants », les longueurs d'onde axiale et circonférentielle sont très voisines de celles observées dans le cas de la compression. La seule différence réside dans la localisation du cloquage qui reste confiné en partie comprimée dans le cas de la flexion, alors qu'il couvre toute la circonférence dans le cas de la compression.
Il n'y a pas de traces des résultats de BRUHN [BRU45] qui a fait des essais en flexion sur des coques en celluloïde en 1945. Puis SUER et HARRIS [SUE58] publient eux aussi une étude sur les coques sous pression interne et flexion.

Vers 1960, SEIDE et WEINGARTEN [SEI61] cherchent à déterminer la charge théorique des coques en flexion, en utilisant une méthode de GALERKIN pour résoudre les équations de DONNELL modifiées par BATDORF dans le cas des charges combinées de flexion et compression.
En considérant différents nombres d'ondes et une large gamme du rapport R/t (Figure 2.30) , ils démontrent que la contrainte critique de flexion est quasi égale à la contrainte classique en compression:

$$\sigma_{CR.\,flexion} \approx \frac{E}{\sqrt{3.(1-\nu^2)}}.\frac{t}{R} = \sigma_{CL.compression} \qquad (37$$

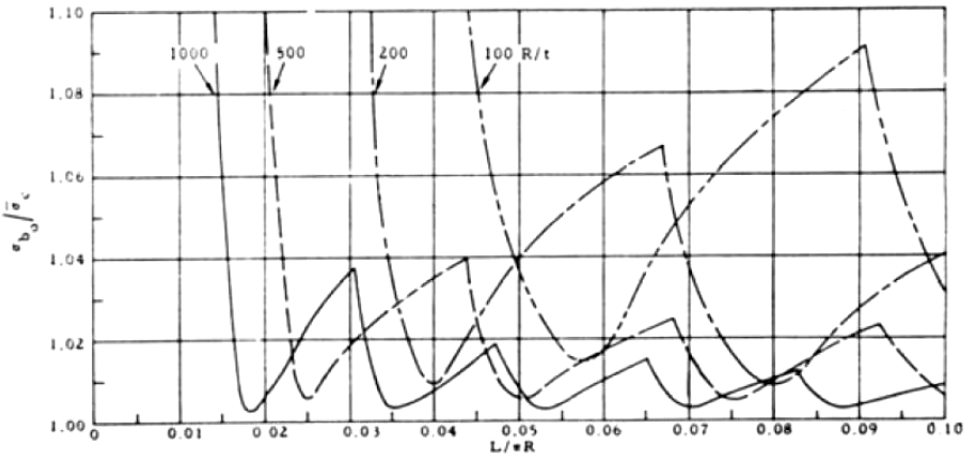


Figure 2.30. Charge critique d'une coque en flexion pure - variation de R/t (SEIDE et WEINGARTEN 1961)

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Ces résultats montrent que les résultats de FLUGGE étaient un cas dépendant d'un rapport R/t particulier, et que dans le cas d'une combinaison de chargement, la charge théorique dépend de ce rapport. Si R/t est suffisamment élevé (>500), la combinaison de chargement n'influe pas sur la valeur de la charge classique.

Les essais de flambage sous flexion sont assez peu nombreux et les publications se raréfient dans le domaine expérimental après les années 60. A part les études faites au sein du LGCIE, seuls quelques chercheurs conduisent actuellement des expériences sur des tubes en flexion, notamment JU et KYRIAKIDES [JU92.I][JU92.II], mais pour des géométries étudiées (L/R très grand, R/t petit, généralement inférieur à 100) qui sortent du cadre fixé de cette étude.

III.4.3. Comportement post-critique

Suite à ces décennies de recherches, plusieurs mécanismes de ruine ont pu être observés sur des coques cylindriques soumises à un chargement de flexion, conditionnées par les paramètres géométrique mais aussi matériaux. Dans le cas d'un chargement de flexion combiné ou non avec de la pression interne, la structure peut adopter trois comportements possibles, schématisés par les courbes angle-moment de la Figure 2.31:

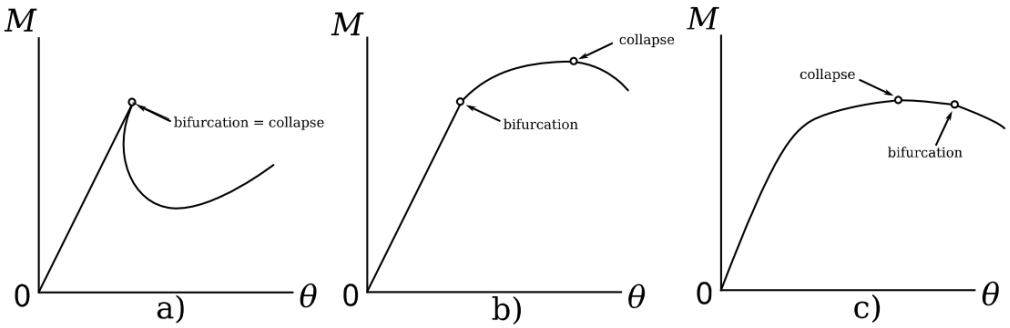


Figure 2.31. Types de comportements d'une coque en flexion.

Dans le premier cas a), caractéristique des coques minces, le comportement est linéaire jusqu'à l'atteinte du point de bifurcation. Des cloques apparaissent alors dans la zone comprimée de la coque, traduisant le passage d'un mode de déformation couplant le mode 0 et le mode 1 à un mode différent, couplant de nombreuses harmoniques (mode localisé, en « pointes de diamant »). La bifurcation est ici synonyme de ruine ou collapse. Ce cas est observé en général pour 0.5 < L/R < 3 (coques moyennement longues) et R/t > 250 (coques minces).
Le cas b) présente également une partie précritique quasi linéaire, la bifurcation d'équilibre traduisant le cloquage, comme pour le cas a), mais n'induisant pas le collapse de la structure. Suite au changement de cinématique se produisant en ce point, une redistribution des contraintes permet à la structure d'avoir un comportement post-critique stable. La réserve de charge entre le point de bifurcation et le point de collapse correspond à l'extension de la zone cloquée à toute la zone comprimée, ainsi qu'à l'accroissement de l'amplitude du mode. L'étendue de cette réserve de charge dépend du matériau utilisé ainsi que du mode développé. Ce type de comportement est également observé pour 0.5 < L/R < 3 (coques courtes) et R/t > 250 (coques minces), dans deux cas distincts. La présence de défauts géométriques localisés peut favoriser l'apparition d'une bifurcation prématurée, suivie d'une branche post-critique stable. Cette phénoménologie est également caractéristique des coques pressurisées sous flexion, la pression inhibant le caractère instable de la bifurcation.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Le dernier type c) se caractérise par un flambage progressif, ce qui se traduit par une courbe angle-moment non-linéaire, traduisant le couplage d'une non-linéarité géométrique (initiation de grands déplacements) à une non-linéarité matériau (épuisement plastique). Au niveau de la cinématique, la baisse de la rigidité correspond à l'initiation de l'ovalisation de la section, qui s'amplifie jusqu'à l'aplatissement de celle-ci, entraînant le collapse de la structure. L'instabilité est donc ici déclenchée par l'atteinte d'un point limite, qui peut suivant l'épaisseur et le matériau utilisé, être suivi ou non d'une bifurcation. Ce cas est essentiellement observé sur des tubes longs et épais : L/R > 20 et R/t < 100. Le lecteur pourra trouver plus de détails sur ce type d'instabilités dans [JU92.I] et [JU92.II] mis en place par G.T. JU et S. KYRIAKIDES.

III.5. Interaction Flexion cisaillement

Une structure réelle va rarement subir une sollicitation « simple », mais va plutôt être sujette à des chargements complexe découlant d'une interaction de chargements. C'est le cas pour le chargement en flexion par effort tranchant, où des contraintes de cisaillement apparaissent.
Il est donc important, après avoir étudié ces cas "purs", de se poser la question de leur interaction, afin de pouvoir prédire au mieux le comportement de la structure ainsi que la charge critique qu'elle peut supporter.

Ce point bibliographique cible les deux sollicitations étudiées dans ce mémoire : l'interaction flexion cisaillement.

III.5.1. Contraintes générées

Lorsqu'un effort transversal est appliqué sur un bras de levier pour matérialiser une sollicitation en flexion, des contraintes de cisaillement restent inévitables. Ce type d'interaction apparaît souvent sur les problèmes réels. En effet, peu de structures sont sollicitées en flexion pure ou en cisaillement pur (torsion), mais bien souvent soumises à un effort tranchant (vent, séisme), créant ainsi une combinaison de flexion et de cisaillement qu'il convient de quantifier.

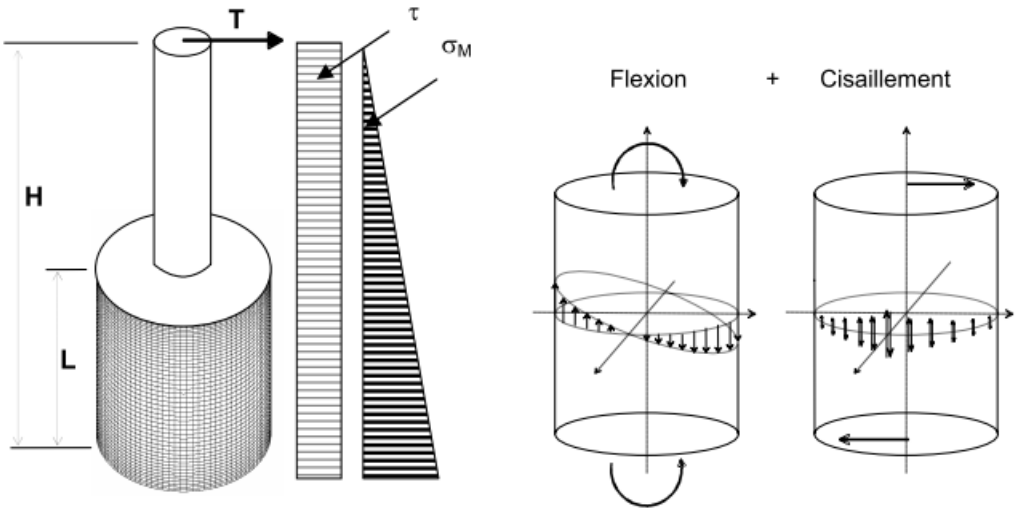


Figure 2.32. Etat de contrainte en interaction flexion/cisaillement

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Les contraintes sur le pourtour du cylindre sont données ci dessous:

$$\sigma_M = \frac{T.H}{\pi.R^2.t}.\cos(\theta) \qquad \text{et} \qquad \tau_{CR} = \frac{T}{\pi.R.t}.\sin(\theta) \qquad (38$$

Il existe donc un déphasage de 90° entre les contraintes maximales engendrées en cisaillement et en flexion. Le rapport de ces contraintes maximales est égal à :

$$\frac{\sigma_M}{\tau_{CR}} = \frac{H}{R}$$

Pour une coque donnée, le type de chargement va dépendre directement de la hauteur où l'effort sera appliqué, et il est intuitif que plus la hauteur d'application de l'effort tranchant sera grande, plus la flexion primera sur le cisaillement.

Dans le but de choisir les bonnes règles de dimensionnement, il est nécessaire de savoir si les coques sont plus sensibles à un flambage en flexion ou en cisaillement.

RHODE et LUNDQUIST [RHO31] en 1931 sur des cylindres en papier, ciblant l'aspect interaction flexion cisaillement, leur étude est plutôt qualitative, et en étudiant l'interaction entre flexion et cisaillement, ils mettent en évidence l'influence du bras de levier (hauteur du point d'application de l'effort tranchant) sur les résultats.
Quelques années plus tard, LUNDQUIST publie la première étude complète [LUN35] : Une centaine de coques sont testées, ayant un R/t compris entre 323 et 1455, et L/R compris entre 0.5 et 2. En faisant varier le bras de levier entre 1 et 14 fois la valeur du rayon, LUNDQUIST observe 3 régimes distincts :

- Lorsque H/R est petit, la ruine est obtenue par cisaillement. Des cloques diagonales de cisaillement se forment sur le côté du cylindre. La contrainte critique de cisaillement est alors sensiblement équivalente à la contrainte critique sous torsion (cisaillement pur).

- Pour des valeurs intermédiaires de H/R, l'auteur note une baisse de la contrainte critique, associée à une transition d'un mode de cisaillement vers un mode de flexion. Il émet l'hypothèse d'une interaction entre les deux types de chargement en chaque point de la coque. En prenant en compte le déphasage des contraintes, il aboutit à une interaction quadratique :

$$\left(\frac{\sigma}{\sigma_{CL}}\right)^2 + \left(\frac{\tau}{\tau_{CL}}\right)^2 = 1 \qquad (39$$

- Pour d'importantes valeurs de H/R, la ruine est soudaine, liée à l'effondrement de la fibre comprimée. La contrainte critique est alors proche de la contrainte critique en flexion pure.

III.5.2. Influence de la géométrie

Deux formulation analytique ont été proposée pour des coques qui sortent du domaine de cette étude (100 < R/t < 470) :

PETERSON et UPDEGRAFF [PET58] ont conduit une campagne d'essais sur des coques raidies pour le dimensionnement d'avions. Les coques testées sont composées de 3 ou 6

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

tronçons, chacun de longueur R ou 0.5 R. Ils ont proposé une première formule représentant la limite basse de leurs essais:

$$\left(\frac{\sigma}{\sigma_{CL}}\right)^3 + \left(\frac{\tau}{\tau_{CL}}\right)^3 = 1 \qquad (40$$

MATSUURA [MATs95] quant à lui propose après des essais expérimentaux et numériques menés pour le programme de recherche japonais sur les cuves de réacteur nucléaire, une relation du 5eme ordre :

$$\left(\frac{\sigma}{\sigma_{\dim}}\right)^5 + \left(\frac{\tau}{\tau_{\dim}}\right)^5 = 1 \qquad (41$$

où "dim" fait appel aux contraintes préconisées pour le dimensionnement en flexion pure ou cisaillement pure.

Il a établi dans le même temps un diagramme (Figure 2.33) donnant en fonction des caractéristiques géométriques de la coque le type de flambage obtenu.

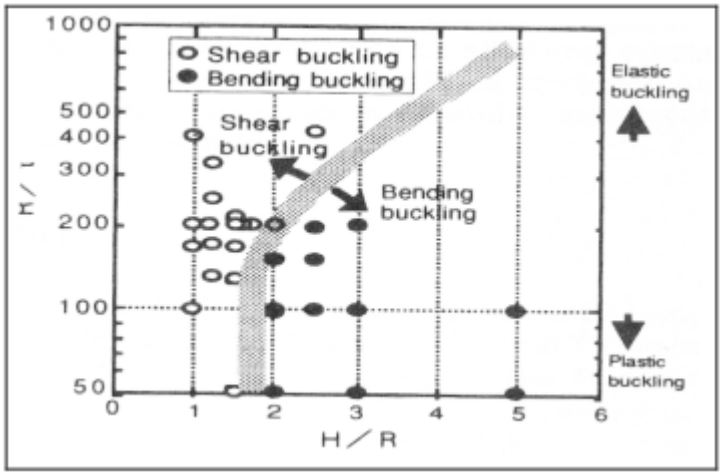


Figure 2.33. Diagramme de classification du type de flambage (MATSUURA 1995)

ANTOINE [ANT00] a effectué une analyse des bifurcations sous chargement combiné flexion/cisaillement, en faisant varier le bras de levier, pour une seule configuration donnée : R/t=1350, L/R=2 et avec le logiciel ABAQUS. Les résultats sont proches de l'interaction du 5ème ordre préconisée par MATSUURA et al., et pour certains couplages, un gain de charge en flexion peut être apporté par le cisaillement. Le graphique ci dessous compare les différentes interactions proposées:

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

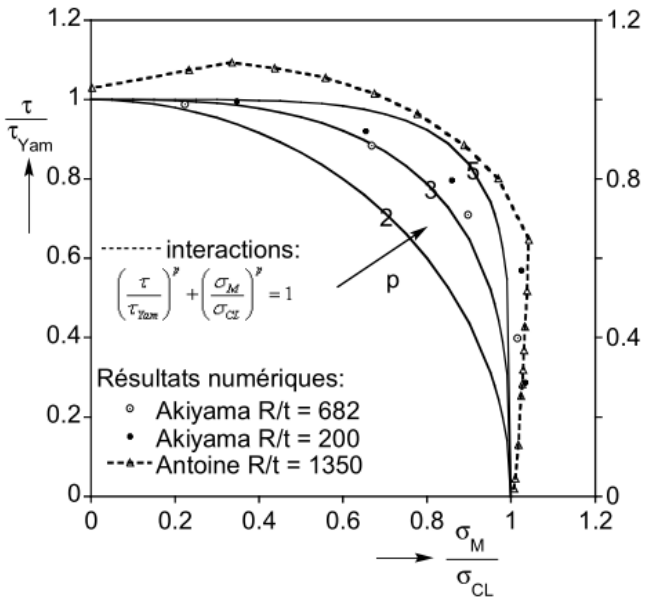


Figure 2.34. Propositions interaction flexion/cisaillement (ANTOINE 2000)

ANTOINE note également une évolution du mode critique (voir Figure 2.35) : les déformations critiques se trouvent sur la fibre la plus sollicitée en cisaillement. Plus le bras de levier (et donc la composante de flexion) augmente, plus le mode initialement sur la fibre la plus sollicitée en cisaillement se décale vers la fibre la plus sollicitée en flexion. Lorsque le rapport H/R devient supérieur à 10.5, le mode est alors purement un mode de flexion. Ce type de comportement caractérise le couplage flexion/effort transverse, comme ont pu le noter les différents expérimentateurs (LUNDQUIST [LUN35], MURAKAMI et al. [MUR93]).

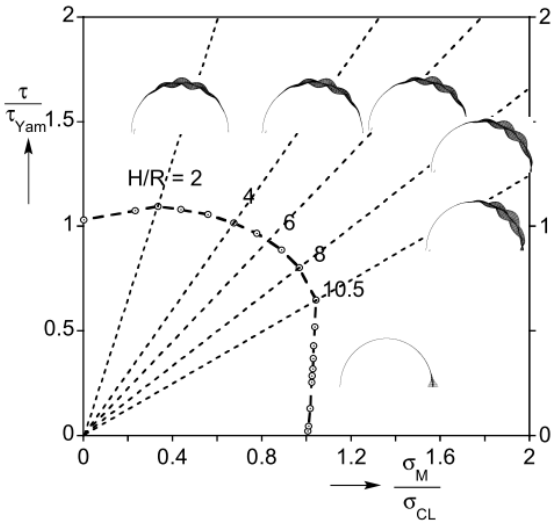


Figure 2.35. Interaction flexion/cisaillement, évolution des modes critiques en fonction du bras de levier (ANTOINE 2000)

III.5.3. Evolution avec la pression

ANTOINE [ANT00] étudie l'évolution de l'interaction flexion/cisaillement avec l'ajout d'une pression interne. Les résultats révèlent alors que la pression déplace la valeur de la hauteur limite de l'application de l'effort tranchant (H/R) pour laquelle le mode critique devient un mode de flexion uniquement. Avec la pression, la contrainte critique de cisaillement augmente de manière importante, mais les modes de bifurcation deviennent très rapidement

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

des modes du type flexion. Ainsi d'après la Figure 2.36, la flexion prédomine pour H/R = 4 dès 25 mbar.

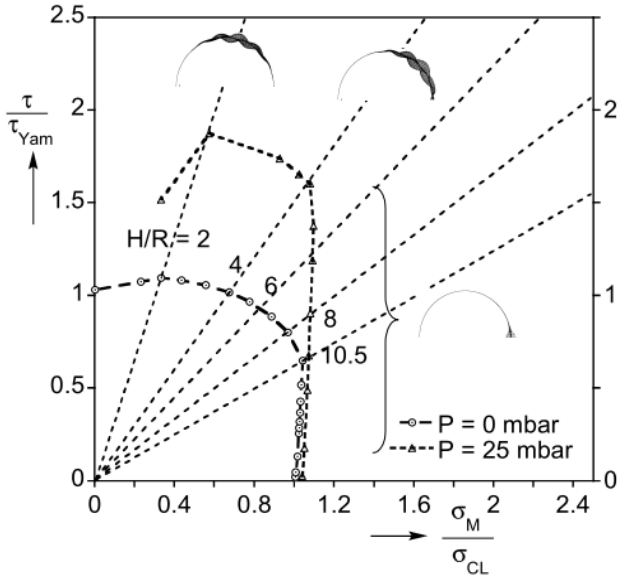


Figure 2.36. Interaction flexion/cisaillement, évolution des modes critiques en fonction du bras de levier, P = 25 mbar (ANTOINE 2000)

Dans la continuité de l'étude de MATHON, une large campagne d'essais à été menée au début des 3 années de recherche présentées ici, en collaboration avec André DA-SILVA [DAS10] qui à présenté les résultats dans son mémoire de thèse. Cette campagne d'essais numériques en bifurcation, décrivant l'interaction flexion cisaillement a été menée sur des coques en aluminium de différentes tailles (L/R = 1, 2 et 3) et différentes pressions internes.

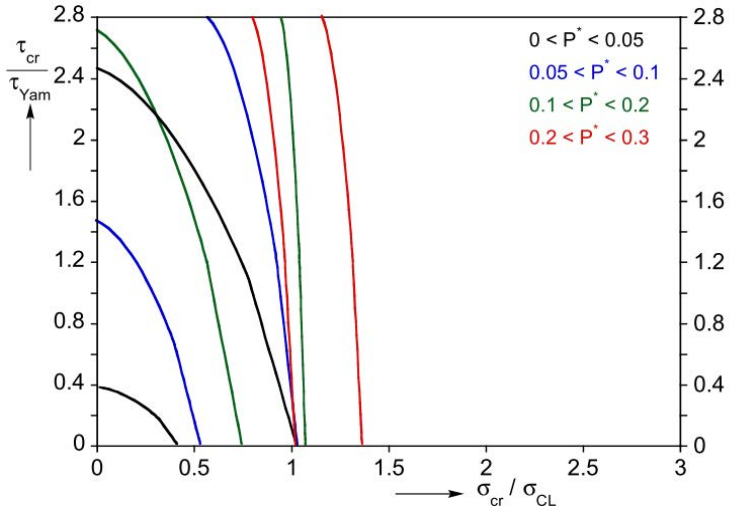


Figure 2.37. Enveloppe de pression - Interaction PT/PM (DA-SILVA 2010)

DA-SILVA a tracé les enveloppes de chaque groupe de pression. La progression rapide de la contrainte de cisaillement par rapport à la contrainte de flexion a pour conséquence de changer la forme de l'interaction, et explique le changement de mode observé durant les essais.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Plus de 1800 calculs numériques ont été réalisés, l'ensemble des résultats ne sera pas détaillé dans ce travail de recherche puisque DA-SILVA en a fait l'analyse complète, un exemple finalisant l'étude préliminaire de ANTOINE est cependant illustré graphiquement ci dessous:

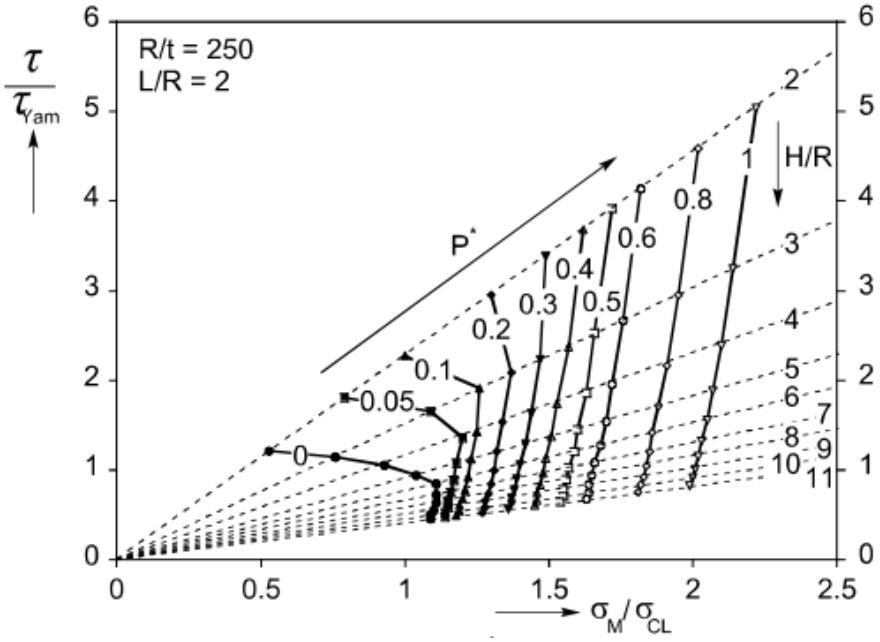


Figure 2.38. Evolution de l'interaction flexion/cisaillement avec la pression: L/R = 2, R/t = 250 (DA-SILVA 2010)

La contrainte de cisaillement ramenée à la contrainte de YAMAKI est ici tracée en fonction de la contrainte de flexion divisée par la contrainte classique, pour différentes valeurs de H/R et P*. L'ensemble des simulations réalisées confirment la nature particulière de l'interaction entre les deux chargements; l'interaction est très faible : le mode est soit en cisaillement pur, soit en flexion pure, avec une courte transition entre les deux, qui est entrainée par l'augmentation du rapport H/R.

III.6. Flambage dans le domaine plastique

Les phénomènes de flambage dans le domaine élastique sont très complexes et ont conduits à de nombreuses recherches tant expérimentales que théoriques. Grace aux connaissances acquises et au développement des outils numériques, l'analyse précritique et l'analyse des bifurcations élastiques sont globalement maitrisées. La plasticité induisant la non linéarité des matériaux associés aux grands déplacements reste néanmoins méconnu et vient ajouter une difficulté dans la compréhension du comportement au flambage.

III.6.1. Approche analytique

En 1889, ENGESSER [ENG89] est parmi les premiers à s'intéresser au flambage plastique. Il focalise son étude sur le flambage d'une poutre en compression axiale et en déduit que la formule d'EULER peut être appliquée si le module d'YOUNG est remplacé par le module tangent, qui dépend de la valeur de la contrainte au moment du flambement.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

VON KARMAN, quant à lui, explique en 1910 qu'au moment du flambage, deux zones distinctes se créent dans l'épaisseur : la zone de décharge élastique sur la partie tendue caractérisée par une diminution des contraintes, alors que la contrainte augmente en fonction du module tangent sur la partie concave de la poutre. Il propose un module réduit utilisant le module tangent pour la partie comprimée et le module élastique pour la partie en décharge.

$$E = \sqrt{E_S . E_t}$$

Beaucoup plus tard, et après avoir observé expérimentalement que les plus grandes déformations se produisaient au centre de la colonne, SHANLEY [SHA47] apporte une explication en 1947 à l'aide d'un modèle composé d'une poutre et de deux ressorts présenté ci-dessous:

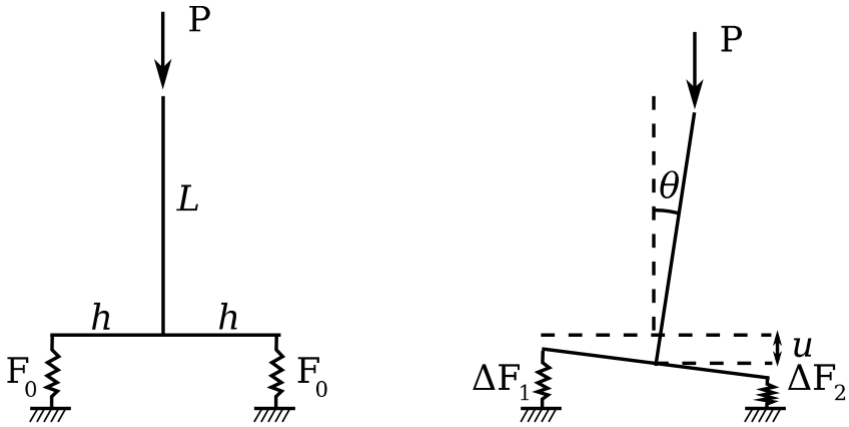


Figure 2.39. Modèle de SHANLEY à deux degrés de liberté

Avec ce système à deux degrés de liberté (le déplacement u et la déflexion θ), SHANLEY montre qu'après une phase où les deux ressorts sont chargés uniformément, la première bifurcation peut se produire dès que la charge critique du module tangent a été atteinte.

Cependant, la structure reste stable jusqu'à l'atteinte de la valeur critique du module tangent. La théorie de l'unicité de la bifurcation est alors établie par HILL [HIL58] : lors d'un flambage élastoplastique d'un solide, une condition suffisante de stabilité n'est pas équivalente à une condition d'unicité de la solution. En flambage plastique, une charge critique de bifurcation ne correspond pas forcément à l'atteinte de la capacité portante, les notions de bifurcation et de stabilité ne sont donc pas liées comme c'est le cas en flambage purement élastique, où une bifurcation traduit un échange de stabilité. Il existe ainsi, un continuum de points de bifurcation sur un intervalle dépendant de la valeur des différents modules. Ce phénomène de spectre continu témoigne de la faculté d'une structure de pouvoir bifurquer à une multitude de valeurs critiques, modifiant en conséquence la zone de décharge mise en jeu au point critique et la rigidité correspondante.

Actuellement, la théorie de la bifurcation plastique est donc raisonnablement bien comprise, comme en atteste le traité de HUTCHINSON [HUT74]. Une seule difficulté majeure laisse les chercheurs dans l'impasse aujourd'hui dans le cas de plaques et de coques comprimées: c'est le choix d'une théorie de plasticité adéquate. Les charges critiques prédites par la théorie incrémentale de la plasticité (« *J2 flow theory* ») surestiment les valeurs expérimentales, alors que la théorie finie (« *J2 deformation theory* ») est en meilleur accord avec l'expérience. Ces résultats sont paradoxaux, puisque la théorie finie, qui ne prend pas en compte l'histoire du

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

chargement et ne gère pas les décharges inhérentes à la plasticité, est moins exacte que la théorie incrémentale.

III.6.2. Charge critique dans le domaine plastique

L'ensemble des connaissances du flambage dans le domaine plastique se basent essentiellement sur des études dont les chargements sont en compression et servent de références pour les autres sollicitations.

TIMOSHENKO [TIM63] remarque en 1963 que la contrainte classique peut être supérieure à la limite de linéarité du matériau lorsque R/t est suffisamment petit, il introduit alors le module tangent E_t à la place de E dans les équations d'équilibre, pour proposer l'une des premières formules :

$$\sigma_{cr} = \frac{E_t}{\sqrt{3(1-\upsilon^2)}}\frac{t}{R} \qquad (42$$

GERARD [GER56] de son coté introduit le module sécant E_s avec la théorie de déformation dans pour décrire les relations contraintes-déformations dans le domaine plastique. Il note que la charge axiale augmente lors du flambage, mais montre que ces termes sont négligeables dans les équations d'équilibre de DONNELL, aboutissant à l'expression:

$$\sigma_{cr} = \frac{\sqrt{E_s E_t}}{\sqrt{3(1-\upsilon^2)}}\frac{t}{R} \qquad (43$$

Cette nouvelle expression donne une bonne approximation de la charge critique du flambage plastique, et est approuvée WAEIL [WAEi88] dans sa thèse consacrée à l'étude expérimentale du flambage de coques cylindriques épaisses sous compression axiale.

III.6.3. Analyse expérimentale

<u>En flexion</u>

Les charges critiques obtenues lors d'essais expérimentaux effectués dans la première partie du siècle sont très inférieure à la charge théorique déduite des formules de DONNELL. L'analyse des dispersions des essais sont attribuées à plusieurs facteurs comme imperfections géométriques ou les non linéarité du matériau vues précédemment.

Pour les campagnes d'essais de MATHON, chaque fibre a fait l'objet de plusieurs essais successifs. Hormis pour le premier essai, la zone testée a donc déjà "subi" au moins une fois un état flambé, plus ou moins marqué selon que l'essai a été poursuivi ou non au-delà de la bifurcation. Il a séparé alors les premiers essais des autres (Figure 2.40) et a remarqué que la discrimination entre les deux catégories proposées est assez évidente quelle que soit la pression pour les charges de bifurcation.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

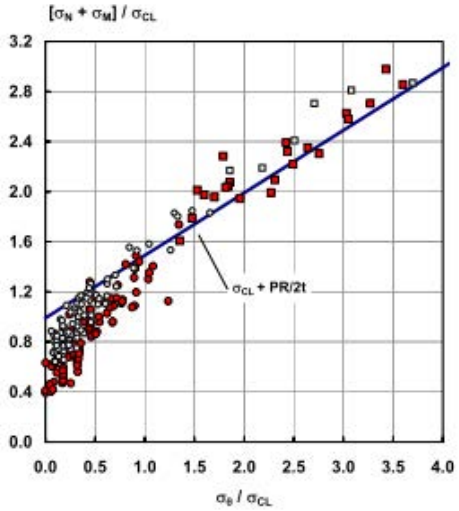


Figure 2.40. Effet de l'enchaînement des essais (MATHON 2004)

Ainsi, il conclu qu'après un déchargement et même si il observait un effacement quasiment total des cloques, le flambage n'est généralement plus totalement élastique, et affecte le comportement du spécimen.

<u>En cisaillement</u>

Les cuves des réacteurs nucléaires sont des coques cylindriques plutôt épaisses (R/t compris entre 100 et 400 en général) et donc sujettes à des instabilités de type élastoplastique lors de chargements sismiques. L'étude de l'effet de la plasticité sur le flambage par cisaillement a donc plutôt été dictée par le secteur nucléaire, et débute en 1985 avec les travaux de GALLETLY et BLACHUT [GAL85]. Leur étude expérimentale porte sur 14 coques (0.73<L/R<1.2 ; 125<R/t<188), fabriquées à partir de tôles d'acier roulées puis soudées, encastrées à leur base et soumises à un effort tranchant à leur sommet par l'intermédiaire d'un vérin hydraulique (Figure 2.41a).

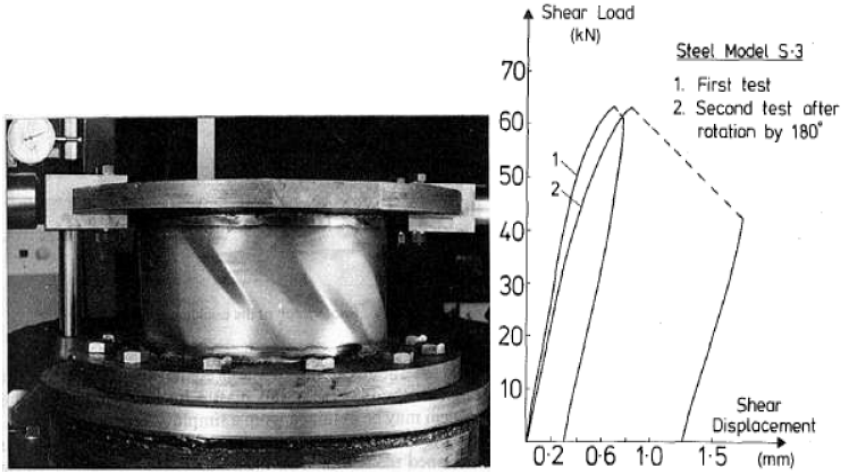


Figure 2.41. a) Photographie du banc d'essais exposant une coque flambée. b) évolution de la charge transverse en fonction du déplacement (GALLETLY et BLACHUT, 1985)

L'évolution de la charge transverse présente un comportement fortement non-linéaire dû à la plasticité et est typiques de ce genre d'essais. Après le premier essai, chaque coque est tournée de 180° avant d'être testée une seconde fois, permettant ainsi d'étudier l'influence de défauts importants sur la charge critique. Pour la plupart des spécimens, cette seconde charge critique était égale à au moins 90% de la première, indiquant que les imperfections

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

géométriques ont peu d'influence sur le flambage plastique par cisaillement. Des conclusions similaires sont faites dans l'étude numérique de LIMAM et COMBESCURE [LIM87], qui ont obtenu une bonne corrélation des résultats à l'aide du logiciel INCA (prédécesseur de STANLAX).

GALLETLY et BLACHUT proposent ensuite une formule de dimensionnement permettant de prendre en compte l'effet de la plasticité, en utilisant la théorie de YAMAKI et une interaction quadratique de type MERCHANT-RANKINE :

$$\tau_{Pl} = \frac{\tau_y}{\sqrt{1+\left(\frac{\tau_y}{\tau_{YAM}}\right)^2}} \qquad \text{avec} \quad \tau_y = \frac{\sigma_{0,2}}{\sqrt{3}} \qquad (44$$

ou τ_y est la limite d'élasticité en cisaillement.

Cette formule donne une bonne estimation de leurs résultats expérimentaux tout en restant conservative. KAWAMOTO et al. [KAW87] présentent des résultats similaires lors d'essais sur des coques de R/t égal à 133 ou 200, qu'ils vérifient par calcul.

III.6.4. Connaissances numériques

Influence de la pressurisation

A. DA-SILVA a mis en évidence l'effet de la pressurisation sur le comportement en déformation des coques dans le domaine plastique pour le cas de compression. A l'aide d'un modèle axisymétrique parfait construit avec le logiciel ABAQUS, il montre la courbe de chargement obtenue qui présente une instabilité par point limite, avec une contrainte maximale nette égale à environ 2/3 de la contrainte théorique. Cette perte de capacité portante est due à la haute pressurisation de la coque, qui, appliquée sur les parois « gonfle » la coque ; avec la faible épaisseur, des contraintes déjà non-négligeables sont créées dans la structure, avant même qu'elle ne soit chargée. Le déplacement radial bloqué au niveau de la condition limite va entraîner, avec l'application du chargement, une localisation progressive des déformations, jusqu'au point limite où le matériau ayant épuisé sa réserve de charge, vient transformer cette zone en rotule plastique, entraînant l'effondrement de la structure.

Influence de la loi matériau

A géométrie identique, la contrainte maximale va dépendre aussi de la capacité du matériau à résister aux sollicitations. Il a été mentionné plus haut que la charge de bifurcation plastique n'est pas synonyme de collapse de la structure, mais à un coté gênant car elle provoque de grandes déformations sur la structure. Les problèmes de flambements dépendent beaucoup de la nature de la courbe matériau, D.GROS et A.DA-SILVA par exemple on montré l'influence du modèle matériau utilisé avec une série de calculs numériques en modifiant la loi de comportement du matériau parmi les quatre proposées ci-dessous :

- M : la loi réelle, provenant de la théorie de déformation plastique de RAMBERG-OSGOOD en une dimension donnée par la formule suivante :

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

$$\varepsilon = \frac{\sigma + \alpha.\left(\frac{|\sigma|}{\sigma_0}\right)^{(n-1)}.\sigma}{E} \quad \text{où} \quad \begin{array}{c} \alpha \text{ est l'offset "plastic"} \\ \sigma_0 \text{ est la contrainte limite d'élasticité} \\ \text{n est l'exposant de rigidité } (n > 1) \end{array} \qquad (45$$

- M_e : loi élastique parfaite de même module d'YOUNG E que M

- M_{ep} : loi élastoplastique parfaite ayant pour contrainte maximum σ_e correspondant à la limite de linéarité réelle de M

- $M_{ep0.2}$: loi élastoplastique parfaite ayant pour contrainte maximum $\sigma_{0.2}$ correspondant à la limite de linéarité à 0.2% réelle de déformation.

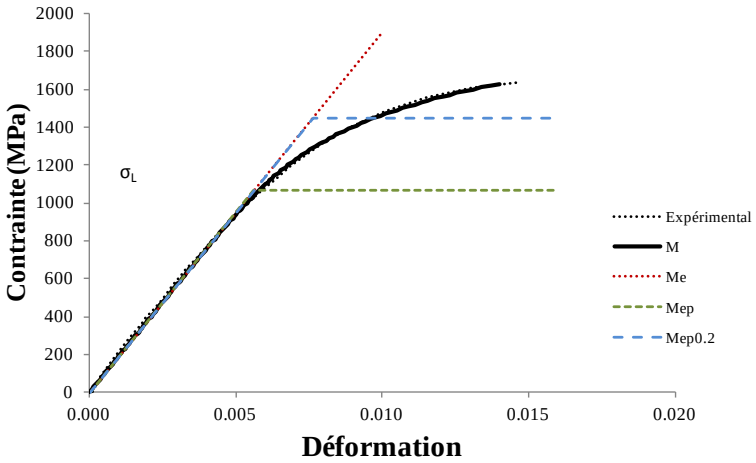


Figure 2.42. Définition des différentes lois matériaux

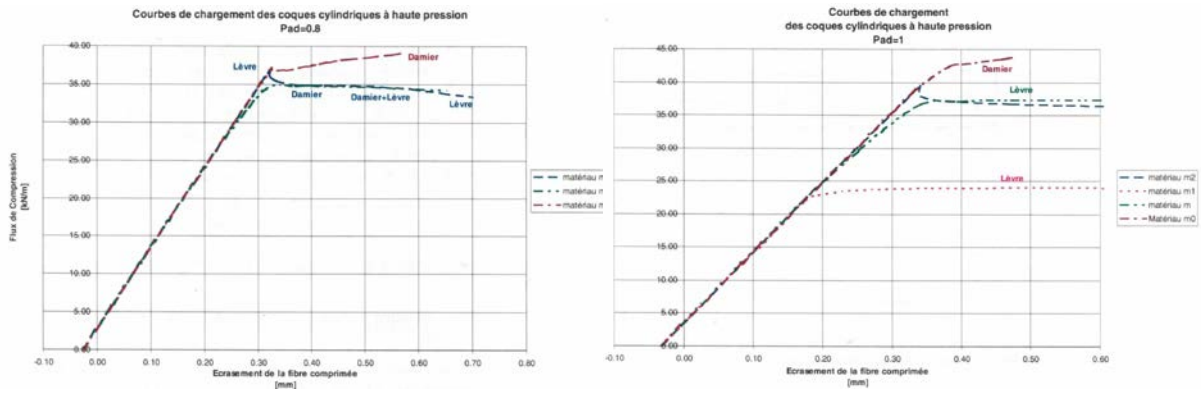


Figure 2.43. Influence du matériau sur le chargement a) P*=0.8 b) P*=1

Les résultats montrent que les comportements post critiques peuvent varier en fonction du choix du modèle matériau utilisé, et que le modèle M2 donne une bonne approximation du comportement de la virole en ce qui concerne la rigidité et la charge ultime. Une analyse propre aux modèles utilisés pour cette étude sera détaillée dans la suite au chapitre résultats, dans le but de vérifier les conclusions ci-dessus, et proposer le choix d'un modèle pour les cas de flexion et cisaillement.

Il est intéressant de noter que dans la plupart des campagnes expérimentales et numériques, le coefficient de POISSON ν n'est pas caractérisé, et est généralement pris par défaut égal à 0.3

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

ou aux valeurs usuelles connues. De même la valeur du module d'élasticité n'est pas toujours directement vérifiée au moyen d'essais de traction par certains expérimentateurs, qui ont recours à la valeur garantie par la norme de référence du matériau [MOS30, PET58]. Enfin, il faut signaler que certains matériaux tels que les films plastiques (Mylar, polyesters,…) sont d'usage délicat, ayant parfois tendance à fluer ou à changer de caractéristiques en fonction de la température ou de l'hygrométrie.

III.7. Influence des conditions expérimentales

III.7.1. Procédé de fabrication et conditions aux limites

Les premières expériences menées sur des coques cylindriques sous compression axiale (FLUGGE [FLU32], LUNDQUIST [LUN33], WILSON et NEWMARK [WIL33]) ont montré que le flambage d'un cylindre réel se produit pour une charge bien plus basse que la charge classique, donnant des valeurs expérimentales inférieures à 30% de celle-ci (WAECKEL [WAEc84]). De plus, les contraintes critiques obtenues lors des essais étaient très dispersées, même lorsque les expériences étaient préparées avec une extrême précaution.
De nombreuses et longues études ont été menées pour comprendre ces divergences, finalement attribuées à différents facteurs :

- les déformations pré-critique ne sont en réalité pas uniformes, et créent une redistribution des contraintes, ce qui va entraîner une modification de l'état d'équilibre pré-critique.
- les conditions aux limites expérimentales ne sont pas représentatives de la théorie et peuvent également diminuer la contrainte critique lors des essais.
- en fonction de la complexité et de la configuration du banc d'essais, le chargement mesuré n'est pas nécessairement celui vu par la coque. Des conditions aux limites n'assurant pas une transmission régulière des efforts ou qui entraînent un pré-chargement non quantifié de la coque (dû à un mauvais alignement ou une non planéité du système de chargement) peuvent ainsi contraindre le spécimen à l'insu de l'expérimentateur.
- la méthode de fabrication des coques, qui peut générer des contraintes internes et affaiblir la structure.
- la théorie suppose une coque sans défauts géométriques, ce qui est bien entendu une idéalisation des structures réelles.

MATHON [MATh04] à fait un grand travail de recherche bibliographique sur le flambage en flexion, avec comme difficulté le recensement de document peu fournis, ou des résultats représentés que sous forme graphique, il apporte aussi un éclairage sur les procédés de fabrication des spécimens ou des dispositifs de chargement et montre que la qualité des résultats est très liée à l'environnement expérimental (Figure 2.44).

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

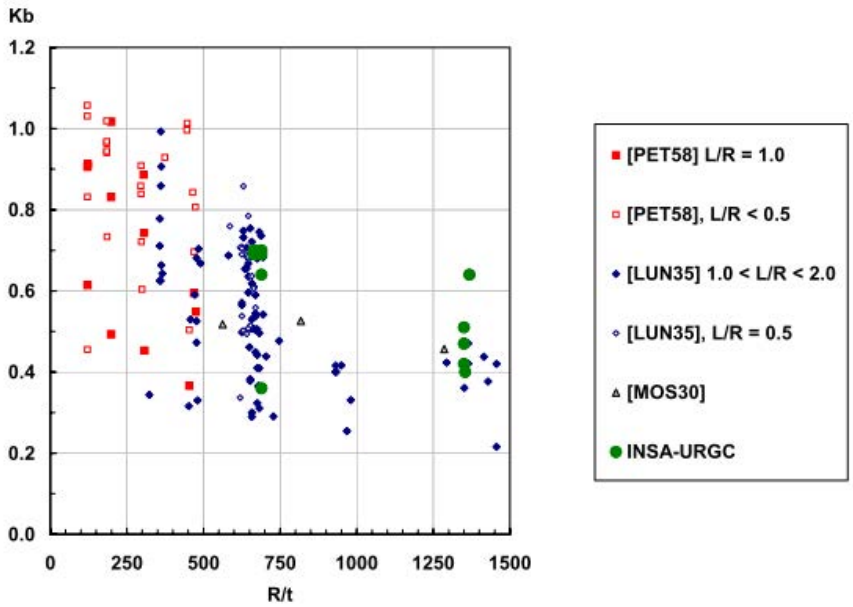


Figure 2.44. Ensemble de résultats d'essais sous flexion transverse (MATHON 2004)

Sous ce point de vue, chaque banc d'essai a sa « signature » et leur complexité peut engendrer une variation des efforts appliqués du fait de la dissipation d'énergie que peuvent générer les mécanismes ou des précharges initiales non prises en compte. Les imperfections sont introduites dès la fabrication des coques, qui peut créer, outre des défauts de forme, des contraintes résiduelles localisées.
Certains auteurs (notamment ARBOCZ [ARB91]) ont pressenti qu'il était possible d'associer défauts et process de fabrication de la structure, et ainsi de disposer d'une distribution des défauts caractéristique de ce process. ARBOCZ a pour cette raison activement milité pour la constitution d'une base de données permettant d'identifier pour chaque process le type et l'amplitude des défauts générés, et les données collectées ont clairement montré une relation entre méthode de fabrication et défauts présents sur la structure.

Une étude numérique récente réalisée par BLACHUT [BLA10], traite du cas du flambage de cylindres de longueur non-uniforme en compression axiale (voir Figure 2.45). Le chargement est effectué à l'aide d'un plateau rigide et la coque possède une imperfection de type sinusoïdale le long du bord où le chargement est appliqué, avec un mode et une amplitude de la sinusoïde variable pour des R/t compris entre 165 et 1000.

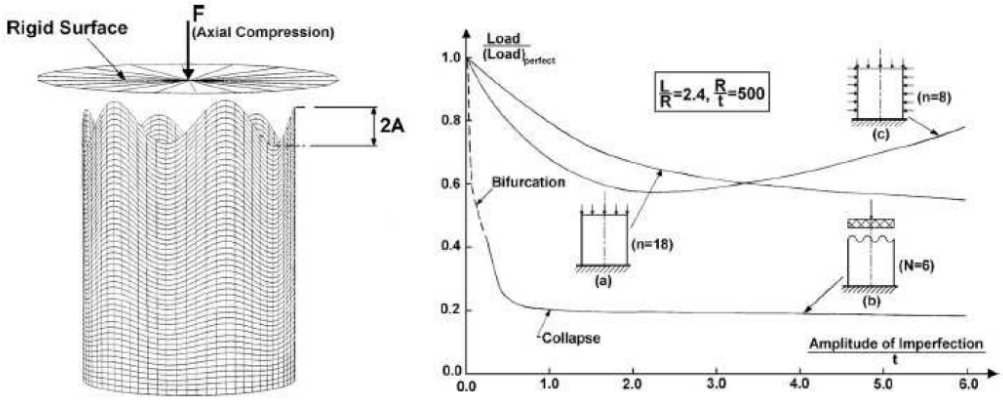


Figure 2.45. Coques de longueurs non uniformes sous compression axiale (BLACHUT, 2010)

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Même si cette méthode de chargement n'est que peu représentative des méthodes expérimentales excepté par exemple des liaisons boulonnées, il est pertinent de conclure que ce type d'imperfection est davantage pénalisante que les défauts géométriques et que les conditions d'application des efforts jouent un rôle non négligeable dans la dispersion des résultats expérimentaux.

Quant aux conditions aux limites, elles peuvent ne pas assurer une transmission régulière des efforts ou apporter des contraintes résiduelles localement sur le spécimen, en fonction du process de fabrication employé.
MATHON [MATh04] explique les démarches et résultats de HOFF [HOF65] sur ses investigations concernant l'influence des conditions aux limites, montrant que pour deux cas la contrainte de bifurcation en compression est abaissée de moitié, ses résultats sont confirmés par la suite par ALMOROTH [ALM66] et YAMAKI [YAM84]. MATHON ajoute une étude numérique en flexion et montre que la valeur théorique linéaire σ_{CL} est retrouvée lorsque les déplacements radiaux sont autorisés aux extrémités mais aussi si des surépaisseurs localisées aux deux extrémités de la coque sont insérées.

Le dispositif expérimental est donc d'une importance capitale dans la bonne réussite d'essais de flambage, et la plus grande précaution est à mettre en œuvre depuis la confection des cylindres jusqu'à la préparation des tests.

III.8. Coques multicouches

Le concept de flambage de coques multicouches est récemment arrivé avec l'apparition de nouveaux matériaux composites dont le but principal est de recouvrir une structure pour la renforcer et même réparer, avec un matériau résistant et facile à appliquer. Une autre raison est la recherche d'alternatives de conception de structures qui permettraient de résister à des charges plus importantes tout en gardant les nombreux avantages qu'offrent les coques, comme le poids réduit et la quantité de matière faible.

En effet, la majorité des résultats de travaux de recherche sur le flambage des coques montrent que réduire de manière conséquente le poids de ces structures engendre un comportement au flambage beaucoup plus précoce, de part une plus grande sensibilité aux défauts. Apparaissent alors des solutions de renforcement des coques avec des raidisseurs, ou l'ajout de matériaux composites, mais aussi des matériaux alvéolaires ou encore des coques multicouches.

III.8.1. Approche analytique

Les études sur le développement de la théorie des coques multicouches se sont multipliées pour en comprendre les phénomènes engendrés et utiliser au mieux ces variantes de structures, utilisées en génie civil ou dans l'aérospatiale.

E. CARRERA [CAR99] et [CAR02] fait parti des auteurs qui se sont inspirés de la théorie pour adapter les équations analytiques des coques simples aux coques multicouches. Il s'est appuyé sur les formules de KOITER pour en ressortir des équations de coques multicouches fabriquées avec des matériaux orthotropes dans les cas de chargement statique linéaire.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

III.8.2. Approche numérique

OBRECHT [OBR07] publie dans son article les résultats de son étude numérique, portant sur l'alternative des coques recouvertes d'un matériau léger, et montre que ce type de structure, comparé aux coques lisses conventionnelles, apporte un gain conséquent de résistance tout en réduisant la sensibilité aux imperfections. En effet, ces effets sont très intéressants puisqu'ils permettent un dimensionnement plus résistant d'une structure, ou, pour une capacité portante égale, de gagner considérablement en poids.
Ses calculs portent donc sur deux types de structures: une coque recouverte d'un matériau léger, et une coque non homogène. Ces deux solutions apparaissent comme plus résistantes pour un poids quasi identique dans le cas de sollicitation en compression.

OBRECHT fait alors parti des rares à proposer, une étude sur le flambage des coques cylindriques recouvertes d'un matériau léger, il s'arrête cependant aux résultats de ses calculs numériques, basés sur la résistance au flambage dans le domaine élastique.

III.8.3. Approche expérimentale

Très peu de travaux de recherche ce sont axés sur l'étude expérimentale du flambage des coques multicouches, et encore moins orienté sur les sollicitations de cisaillement et flexion par effort tranchant.

Z.DRAIDI [DRA05] a fait des essais expérimentaux en flambage par compression sur des coques cylindriques métalliques renforcées par des matériaux composites (TFC) au sein du laboratoire LGCIE. Ses essais correspondent au type multicouche mais sortent du cadre de cette étude puisque le matériau de renforcement utilisé présente ici des caractéristiques mécaniques importantes dans le but de réparer des structures endommagées.

Aucune étude expérimentale ne semble avoir été menée dans le cas de matériau léger type mousse isolante, ce qui confirme la pertinence de cette étude qui a pour but de quantifier l'effet de cette seconde peau sur le comportement au flambage des coques cylindriques métalliques sollicitées en flexion et cisaillement.

IV. Règles de dimensionnement

Encore une fois, les différentes lois utilisées pour le dimensionnement des structures cylindriques ont été détaillées à plusieurs reprises dans des travaux de recherche. Cette partie reprend alors les grandes lignes de synthèses des règles de dimensionnement mises en place dans des études antérieures, et est focalisée sur les thématiques du flambage en cisaillement et flexion.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

IV.1. Introduction

Les deux types de sollicitations, cisaillement et flexion, sont des sollicitations fréquentes sur les structures réelles, et comme il a été et sera montré dans ce mémoire, il est nécessaire de connaitre les phénomènes de flambage et d'évaluer la résistance de ces structures pour les dimensionner au mieux, pour des raisons de sécurité mais aussi économiques. La compression apparait aussi généralement du fait du poids des équipements, cette sollicitation est prise en compte dans les calculs malgré sont faible effet face aux contraintes principales de flexion et cisaillement.

Plusieurs règles de dimensionnement existent, les écarts sur les Knockdown factor proposés sont relativement faibles. Les règles de dimensionnement que nous utiliserons à des fins de comparaison et principalement pour positionner nos résultats afin d'évaluer le conservatisme de ces règles, sont principalement :

- La NASA SP8007 [NAS68]
- L'EUROCODE 3 [EUR06]

Ces deux règles ne prennent que très peu en compte le dimensionnement des coques sollicitées en cisaillement, en ne considérant que des facteurs constants provenant des résultats de torsion et propres à la qualité de la coque. Deux autres règles sont alors utilisées en pression interne et cisaillement:

- Shell Analysis Manual de BAKER [BAK68]
- Analysis and Design of Flight Vehicle Structures de BRUHN [BRU73]

Le cas de la compression axiale reste le plus représentatif des différences importantes de comportement entre les structures parfaites et imparfaites. Ceci est la raison principale pour laquelle le dimensionnement des coques cylindriques est généralement basé sur la contrainte critique théorique (i.e. la contrainte classique) modifiée par un facteur empirique de réduction, ou knock-down factor, pour d'autres formes de chargement. Le dimensionnement peut toutefois varier en fonction de paramètres entrant en jeu comme les non linéarités en déformation, les conditions aux limites ou les non axisymétrie de chargement.

Cette partie est consacrée à la mise en place de ces quatre règles, dans les cas de flexion et cisaillement, et serons utilisées par la suite pour les comparer avec les résultats expérimentaux et numériques et appréhender leur pertinence vis à vis de la résistance de la structure recouverte d'un matériau léger et isolant.

IV.2. Formulations NASA SP8007 [NAS68]

NASA SP8007: créée dans les années 60 au sein d'une série de publications spéciales destinées à établir des normes pour le dimensionnement des lanceurs (*Space Vehicle Design Criteria*).

Dans le but de garantir un dimensionnement le plus juste possible des lanceurs, la NASA produisit un effort considérable afin de mieux comprendre le flambage de coques. La norme SP8007 se base essentiellement sur la collecte d'un grand nombre de résultats expérimentaux,

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

permettant de choisir un facteur de réduction (knockdown factor) approprié pour chaque type de chargement. La plus grande partie de cette vaste étude fut réalisée par SEIDE, WEINGARTEN et MORGAN [SEI60].

IV.2.1. Compression

Contrainte de dimensionnement

En compression, la contrainte de dimensionnement est ainsi donnée par :

$$\sigma_N^{SP8007} = \gamma_N . \sigma_{CL} \qquad (46$$

Le knockdown factor γ_N qui relie la théorie aux résultats expérimentaux est déterminé à partir d'une limite basse du nuage de points regroupant les essais de la littérature (Figure 2.46). Le flambage de coques cylindriques minces étant encore mal compris à l'époque où ces recommandations ont été proposées, la seule solution viable fut alors de se positionner par rapport aux résultats expérimentaux disponibles. Après avoir collecté les données de la littérature et mis de côté les résultats trop bas (suggérant des essais de très mauvaise qualité et donc peu pertinents), Seide et al. proposent donc le facteur de réduction γ_N suivant :

$$\gamma_N = 1 - 0.901.\left(1 - e^{-\left(\frac{1}{16}.\sqrt{\frac{R}{t}}\right)}\right) \qquad (47$$

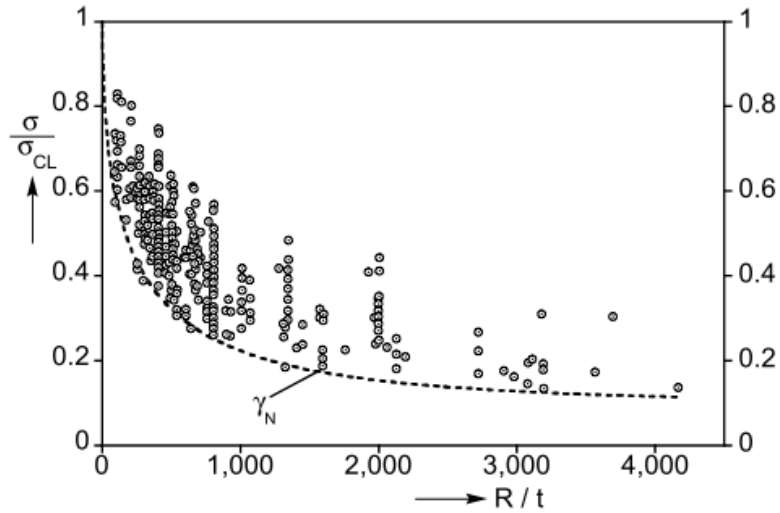


Figure 2.46. Résultats expérimentaux sous compression axiale utilisés pour la NASA SP8007 (SEIDE et al. 1960)

Si la géométrie et les caractéristiques du matériau sont telles que la contrainte critique calculée se trouve dans le domaine plastique, alors le facteur de plasticité η doit être incorporé dans le calcul de la contrainte critique :

$$\eta = \frac{\sqrt{E_{Sec}.E_{Tan}}}{E} \qquad (48$$

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Pressurisation

Lorsqu'une coque est pressurisée, la charge critique augmente, grâce à deux effets :
- l'effort de compression doit contrebalancer l'effet des fonds apporté par la pression
- l'effet déstabilisant des défauts est réduit

La contrainte critique d'une coque pressurisée sous compression est donnée par :

$$\sigma_N^{SP8007} = (\gamma_N + \Delta\gamma).\sigma_{CL} + \frac{P.R}{2.t} \qquad (49$$

Le terme PR/2t représente l'effet de fonds apporté par la pression. Le terme $\Delta\gamma$ représente quant à lui l'augmentation de la charge critique avec la pression due à l'effacement des défauts; il est donné sous forme d'abaque dans la notice, l'expression suivante peut être utilisée:

$$\Delta\gamma = 0.24.\sqrt{3.(1-\nu^2)}.(1-e^{-3.P*})^{0.75} \qquad (50$$

Avec P* la pression adimensionnelle: $P* = \frac{P}{E}.\left(\frac{R}{t}\right)^2$ (51

En estimant l'augmentation de charge critique avec la pression interne $\Delta\sigma_{cr}$ à partir des différents résultats expérimentaux disponibles, la comparaison peut être faite avec le coefficient $\Delta\gamma$ et amène plusieurs remarques:

- Tout d'abord, le coefficient préconisé par la NASA ne dépend pas de la valeur initiale de γ_N à pression nulle, alors que les essais de SEIDE et al., conduits pour différentes valeurs de R/t, semblent indiquer le contraire. En effet, plus une coque est épaisse (courbe verte, R/t = 400), plus le γ_N sera élevé, et moins l'augmentation de charge critique présentera de "marge". Ainsi, pour des coques plus minces (R/t = 2000, courbe rouge) présentant une contrainte critique faible à pression nulle, le renforcement n'en pourra qu'être plus important.

- De plus, la notice précise que les résultats plus conservatifs de HARRIS et al. [HAR57] ont été retenus pour la règle, ce qui n'est pas justifié. La faible augmentation de la charge critique avec la pression est en effet due à la plasticité et sa prise en compte n'est donc pas pertinente.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

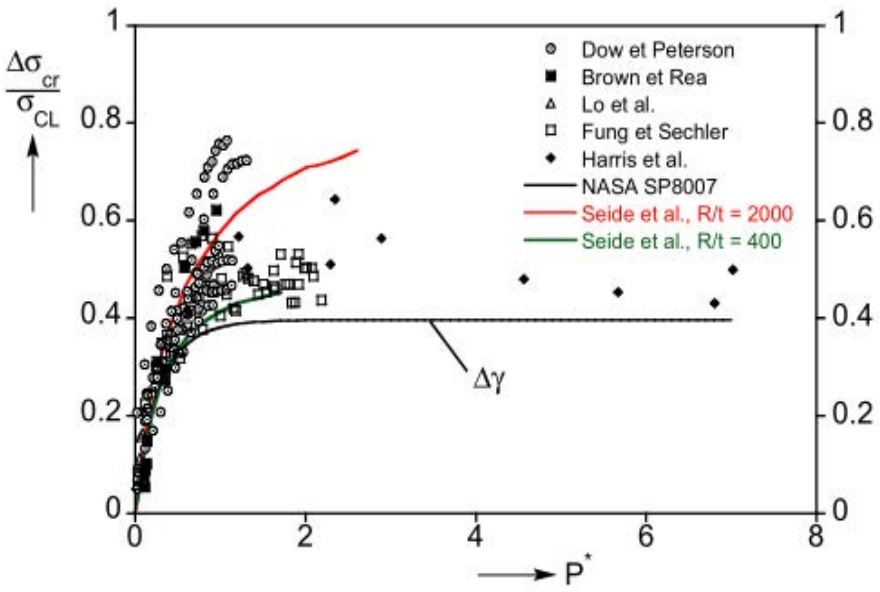


Figure 2.47. Augmentation de la charge critique sous compression axiale avec la pression interne, résultats expérimentaux et NASA SP8007

IV.2.2. Flexion

Contrainte de dimensionnement

La formulation pour le cas de la flexion est similaire à la compression axiale :

$$\sigma_M^{SP8007} = \gamma_M . \sigma_{CL} \qquad (52$$

Avec $\gamma_M = 1 - 0.731.\left(1 - e^{-\left(\frac{1}{16}.\sqrt{\frac{R}{t}}\right)}\right)$ pour R/t < 1500 (53

La détermination du knockdown factor est également basée sur les résultats expérimentaux alors disponibles (Figure 2.48) : SEIDE et al. [SEI61], DOW et PETERSON [DOW60], LUNDQUIST [LUN33], SUER et al. [SUE58], MOSSMAN et ROBINSON [MOS30], PETERSON [PET58]. Les résultats médiocres de DONNELL [DON34] et de BRUHN [BRU45] furent omis, étant considérés peu représentatifs (spécimens de mauvaise qualité, plasticité…).

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

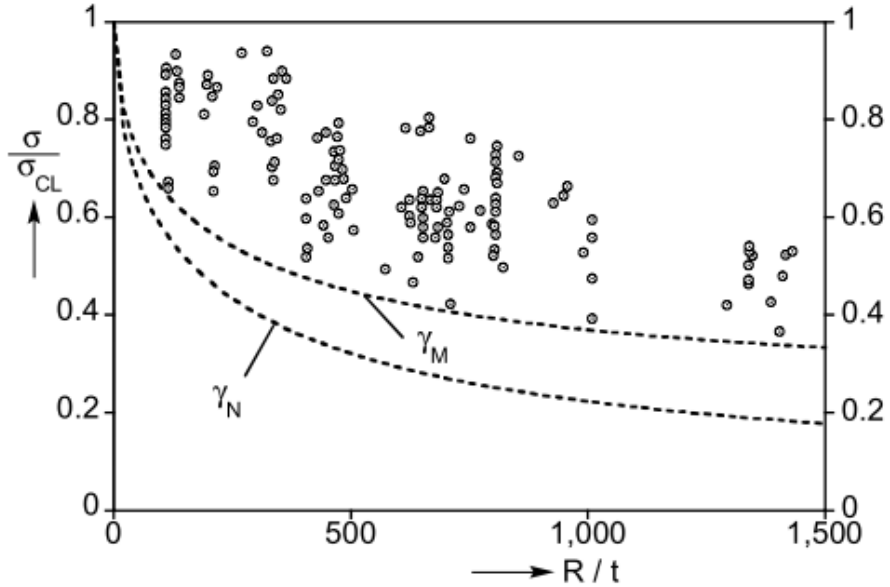


Figure 2.48. Résultats expérimentaux sous flexion utilisés pour la NASA SP8007 (SEIDE et al. 1960)

Bien que la contrainte théorique soit la même en compression ou en flexion, le facteur de correction s'avère différent, et traduit les contraintes expérimentales plus élevées en flexion.

Pressurisation

Lorsqu'une coque pressurisée est sollicitée en flexion, la règle précise que les charges de collapse sont souvent bien supérieures aux charges de flambage, comme SEIDE et al. ont pu l'observer lors de leur étude expérimentale. La charge classique peut donc être dépassée grâce à l'effet membrane. La formulation de la contrainte critique est similaire au cas précédent de compression:

$$\sigma_M^{SP8007} = (\gamma_M + \Delta\gamma).\sigma_{CL} + 0.8.\frac{P.R}{t} \qquad (54$$

Les termes γ_M et $\Delta\gamma$ sont repris, traduisant respectivement la sensibilité aux défauts géométriques pour une coque non pressurisée sous flexion, et la baisse de cette sensibilité lorsque la pression augmente. Le premier est propre à la flexion alors que le second est identique en flexion ou compression (puisqu'il représente l'effacement des défauts avec la pression). Enfin, le terme 0.8.PR/t représente le moment de collapse d'un cylindre membranaire, pondéré à 80%.

Analyse

De manière à bien appréhender l'apport de l'effet membrane, plusieurs évolutions de la contrainte de dimensionnement en fonction de la pression interne appliquée sont tracées ci-dessous :

- sans considérer l'effet membrane, soit 0.5.PR/t;
- avec la prise en compte partielle de cet effet, conformément à la règle SP8007, soit 0.8.PR/t;
- avec la prise en compte complète de cet effet: PR/t, c'est-à-dire sans limitation des grandes déformations.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

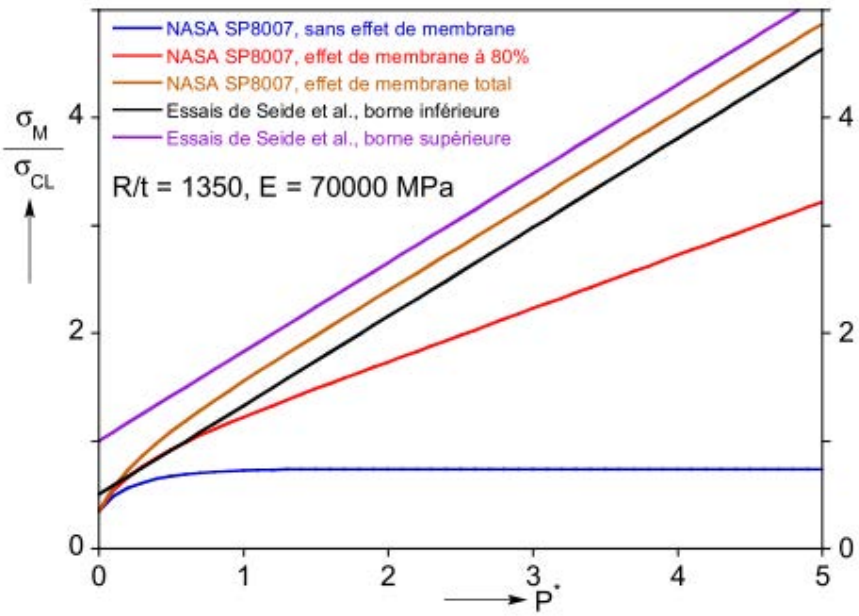


Figure 2.49. Influence de l'effet membrane et comparaison aux résultats de SEIDE et al. (DA-SILVA 2010)

Les 3 courbes sont tracées pour R/t = 1350 et E = 70000 MPa, avec le fuseau des résultats expérimentaux de SEIDE et al. D'importants écarts existent selon que l'effet membrane est absent, partiellement ou complètement pris en compte, et c'est donc cet effet qui sera déterminant pour la contrainte de dimensionnement. La limite basse des essais a probablement constitué la référence sur laquelle a été formulée la SP8007 pour les pressions internes élevées. Le fait de n'avoir retenu pour la règle qu'une fraction (80%) de l'effet membrane est purement arbitraire ; ce coefficient permet de conserver une marge significative par rapport au risque de collapse et de limiter également les grandes déformations qui peuvent se développer juste avant.

Plasticité

Dans le cas de plastification du matériau, que ce soit en flexion ou compression, la règle propose une correction uniquement sur le terme $(\gamma + \Delta\gamma).\sigma_{CL}$ dans lequel le module d'Young E est remplacé par $\sqrt{E_{Sec}.E_{Tan}}$. Cependant, en étudiant la contribution des différents facteurs à la contrainte de dimensionnement (effet des défauts, effet de la pression, effet membrane), l'effet membrane devient vite le facteur prédominant lorsque la pression augmente. Les termes sur lesquels la correction plastique est appliquée ne représentent donc qu'une petite partie de la contrainte de dimensionnement, et la règle risque donc d'être mise en défaut dans le cas de plastification du matériau. Cette correction a en effet été formulée de façon à répondre au cas du flambage plastique dans le cas d'un chargement « pur » (compression axiale ou flexion). Dans le cas où la plastification est induite par la pressurisation, le critère utilisé n'est pas approprié : la contrainte équivalente de Von Mises est estimée en zone courante, alors que le collapse intervient pourtant systématiquement au voisinage des conditions aux limites ou des singularités (trottoirs de soudage, changement d'épaisseur…).

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

IV.2.3. Cisaillement

Contrainte de dimensionnement

Seul le cas du flambage sous torsion (cisaillement pur) est traité dans la SP8007, cependant, pour des valeurs suffisamment faibles de H/R, les contraintes critiques en cisaillement par effort tranchant et en torsion sont équivalentes. Une fois de plus, un coefficient est ajouté afin de corréler les résultats expérimentaux :

$$\tau_T^{SP8007} = \gamma_T . \tau_{YAM} \qquad (55$$

Avec $\gamma_T = 0.67$

dans ce cas, contrairement aux cas précédents, le facteur de correction est le même quelle que soit la géométrie étudiée (Figure 2.50), ce qui n'est pas justifié d'après les essais de la littérature.

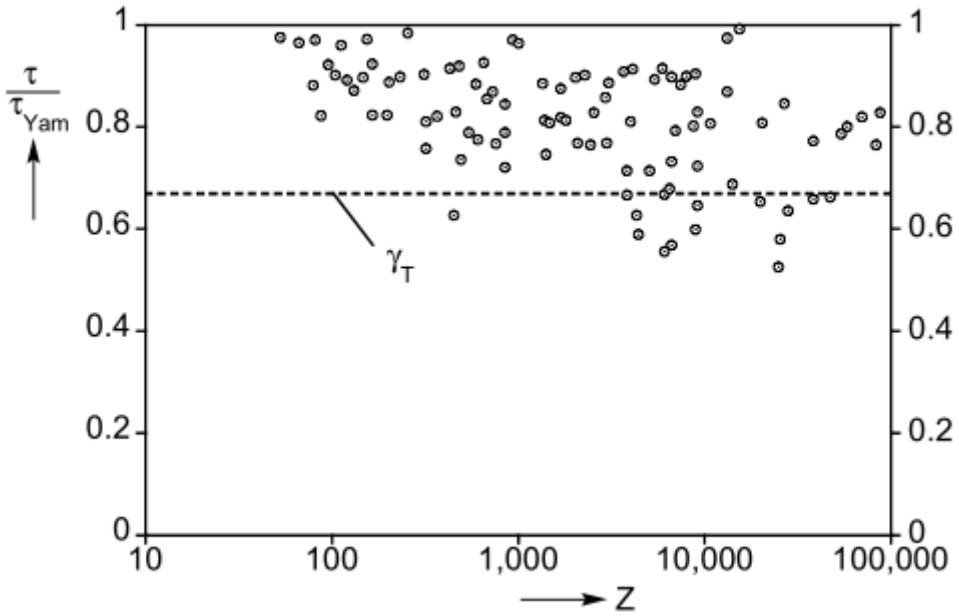


Figure 2.50. Comparaison entre les résultats expérimentaux sous torsion et le facteur recommandé par la SP8007

Le facteur de plasticité est ici donné par :

$$\eta = \frac{E_{Sec}}{E} \qquad (56$$

Pressurisation

Aucune règle n'est proposée dans la SP8007 vis à vis de la prise en compte de la pression interne, le facteur de correction déjà mal estimé pour la géométrie des coques sera d'autant plus pénalisant pour les coques pressurisées.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

IV.2.4. Interaction flexion compression

Flexion-Compression

La SP8007 propose une interaction linéaire entre les deux chargements, ce qui paraît justifié au vu des études effectuées.

Cisaillement

Aucune interaction n'est prise en compte avec le cisaillement au regard de la SP8007.

IV.3. Formulation Eurocode 3 [EUR06]

Eurocode 3: une norme européenne de dimensionnement des structures en acier du génie civil, développée par le CEN (Comité Européen de Normalisation). La dernière version date de 2006.

En 1990, la CEE a décidé de confier au CEN la rédaction des Eurocodes, normes européennes de conception, de dimensionnement et de justification des structures de bâtiment et de génie civil. L'Eurocode 3 concerne le calcul des structures en acier, et contient donc une partie sur la stabilité des structures coque.
Le flambage, ou « état limite de voilement » dans la notice, est défini comme celui où des déplacements importants surviennent soudainement dans tout ou partie de la structure perpendiculairement à la surface de la coque, en raison d'une perte de stabilité sous l'effet de contraintes de compression ou de cisaillement de membrane, entraînant une incapacité de supporter toute augmentation des sollicitations, risquant de provoquer une ruine catastrophique.

IV.3.1. Compression ou flexion

Contrainte de dimensionnement

D'après la définition du flambage ci-dessus, aucune distinction n'est faite entre des chargements de flexion et de compression axiale, résultant tous les deux en un état de contrainte de compression.
Concernant cette étude, la contrainte de dimensionnement pour les coques de longueur moyenne est donnée par :

$$\sigma_{N/M}^{EC3} = \frac{\alpha_x}{\gamma_M}.\sigma_{CL} \qquad (57$$

Avec $\alpha_x = \dfrac{0.62}{1+1.91.\left(\dfrac{1}{Q}.\sqrt{\dfrac{R}{t}}\right)^{1.44}}$: facteur d'imperfection élastique méridienne

et γ_M : coefficient partiel pour la résistance (facteur de sécurité recommandé égal à 1.1)

Le facteur de correction α_x vient pondérer la contrainte classique théorique afin de mieux coller aux résultats expérimentaux. Contrairement à la SP8007 cependant, ce coefficient

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

dépend de la qualité Q de la structure. Trois classes de qualité sont définies, correspondant à des amplitudes maximales de défaut Δw_0 tolérées sur la structure :

Tableau 2.1. Classes de qualité, cas de la compression ou flexion (EUROCODE3)

Classe de qualité	Description	Q	$\Delta w_0 / t$ en tout point	$\Delta w_0 / t$ sur une jonction soudée
Classe A	Excellente	40	$\leq 0.024 \cdot \sqrt{R/t}$	≤ 0.15
Classe B	Elevée	25	$\leq 0.040 \cdot \sqrt{R/t}$	≤ 0.25
Classe C	Normale	16	$\leq 0.064 \cdot \sqrt{R/t}$	≤ 0.40

Pressurisation

Avec la pression interne, la sensibilité aux défauts diminue, et la contrainte critique évolue, de sa valeur initiale sans pression vers la contrainte classique :

$$\sigma_{N/M}^{EC3} = \frac{\alpha_{xpe}}{\gamma_M}.\sigma_{CL} + \frac{P.R}{2.t} \qquad (58$$

Avec $$\alpha_{xpe} = \alpha_x.(1-\alpha_x).\left(\frac{\overline{p}}{\overline{p} + \frac{0.3}{\sqrt{\alpha_x}}}\right) \qquad (59$$

et $$\overline{p} = \frac{P.R}{t.\sigma_{CL}} \qquad (60$$

Le coefficient α_{xpe} a été calculé à partir de simulations numériques sur des coques présentant un défaut axisymétrique, de différentes amplitudes et longueurs d'onde. Contrairement à la SP8007, le gain de charge apporté par la pression interne est fonction des défauts initiaux, ce qui paraît plus approprié au vu des études réalisées sur le sujet.
De plus, le dimensionnement s'effectuant au flambage et non au collapse, et l'effet membrane n'est pas pris en compte en flexion.

IV.3.2. Cisaillement

Contrainte de dimensionnement

Encore une fois, la méthode d'application de la contrainte de cisaillement n'est pas primordiale, la torsion et le cisaillement par effort tranchant ne sont pas différenciés:

$$\tau_T^{EC3} = \frac{\alpha_T}{\gamma_M}.\tau_{YAM} \qquad (61$$

Avec γ_M : coefficient partiel pour la résistance (facteur de sécurité recommandé égal à 1.1)

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

et α_T : coefficient qui dépend de la qualité de la coque, les différentes valeurs sont reportées dans le tableau ci-dessous:

Tableau 2.2. Classes de qualité, cas du cisaillement (EUROCODE3)

Classe de qualité	Description	α_T	$\Delta w_0 / t$ en tout point	$\Delta w_0 / t$ sur une jonction soudée
Classe A	Excellente	0.75	$\leq 0.0138 \cdot \left(\frac{L^2}{Rt}\right)^{1/4} \cdot \sqrt{R/t}$	≤ 0.15
Classe B	Elevée	0.65	$\leq 0.0230 \cdot \left(\frac{L^2}{Rt}\right)^{1/4} \cdot \sqrt{R/t}$	≤ 0.25
Classe C	Normale	0.5	$\leq 0.0368 \cdot \left(\frac{L^2}{Rt}\right)^{1/4} \cdot \sqrt{R/t}$	≤ 0.40

L'amplitude maximale des défauts pour chaque classe est également fonction de la longueur de la coque, ce qui est somme toute logique puisque les modes de flambage en cisaillement dépendent de cette dimension.

IV.3.3. Interaction

Flexion-Compression

Comme nous avons pu le voir, l'Eurocode présente le problème du flambage du point de vue des contraintes, et non des chargements. Ainsi, il n'y a pas de différence entre un chargement de compression ou de flexion, qui créent chacun une contrainte de compression au sein de la structure.

Lorsque la coque est soumise à ces deux sollicitations simultanément, il suffit alors que la somme des contraintes produites soit inférieure à la contrainte de dimensionnement :

$$\frac{\sigma_{Ncr} + \sigma_{Mcr}}{\sigma_{N/M}^{EC3}} = 1 \qquad (62$$

Cisaillement

Lorsque les chargements appliqués combinent les contraintes de compression et de cisaillement, l'interaction prend la forme suivante:

$$\left(\frac{\sigma_{Ncr} + \sigma_{Mcr}}{\sigma_{N/M}^{EC3}}\right)^{1.25} + \left(\frac{\tau_{Tcr}}{\tau_T^{EC3}}\right)^2 = 1 \qquad (63$$

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

IV.4. Formulation Shell Analysis Manual de BAKER [BAK68]

IV.4.1. Cisaillement

Contrainte de dimensionnement

Ce document, préparé par BAKER et d'autres chercheurs au sein de la division Structures de North American Aviation pour la NASA, regroupe différentes théories et méthodes pour l'analyse de structures coques, et inclut bien entendu des recommandations quant à leur dimensionnement. Concernant le cas du cisaillement, le chargement par effort tranchant n'est pas différencié de la torsion. La contrainte critique est donnée par :

$$\tau_{cr} = (C_S + \Delta C_S).\tau_{YAM} \qquad (64$$

Avec C_S : coefficient de réduction initial
ΔC_S : représente l'augmentation de contrainte apportée par la pression
τ_{YAM}: est la contrainte théorique donnée par YAMAKI

Les coefficients sont donnés dans le manuel sous forme graphique, A.DA-SILVA les a retracés avec une régression de type polynomiale dont les coefficients sont inclus sur les graphiques:

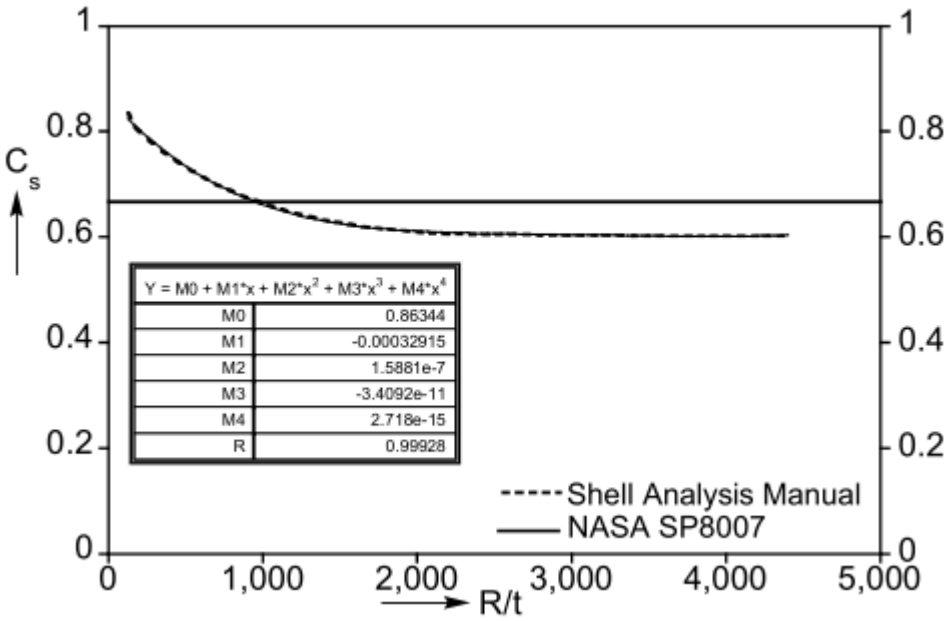


Figure 2.51. Facteur de réduction sous cisaillement (BAKER 1968)

Le facteur C_S est donné en fonction de R/t et non Z, pourtant utilisé couramment dans les problèmes de cisaillement. Il devient inférieur au γ_T de la SP8007 dès R/t > 1000 environ. Le coefficient ΔC_S est quant à lui exprimé en fonction de la pression adimensionnelle P*. Aucune précision n'est donnée quant à la provenance de ces résultats.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

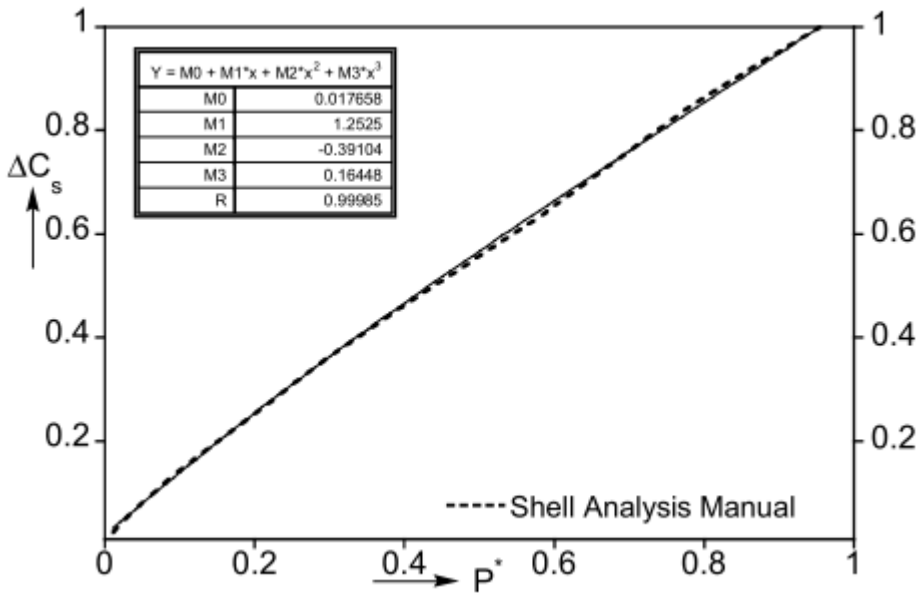


Figure 2.52. Augmentation de la contrainte critique avec la pression interne (BAKER 1968)

IV.5. Formulation Analysis and Design of Flight Vehicle Structures de BRUHN [BRU73]

IV.5.1. Cisaillement

Contrainte de dimensionnement

Ce manuel est l'ouvrage extensif de BRUHN sur l'analyse de structures aéronautiques (comprenant entre autres l'étude de poutres, plaques et coques). La philosophie de dimensionnement des coques en cisaillement qui y est détaillée est différente de celle vue ci-dessus. La contrainte critique initiale de torsion est en effet choisie à partir d'une limite basse des essais en torsion recensés (Figure 2.53), et dépend de Z :

$$\tau_0 = \frac{K_T(Z).\pi^2.E}{12.(1-\nu^2)}.\left(\frac{t}{L}\right)^2 \qquad (65$$

Avec $K_T(Z)$: coefficient donné sous forme graphique et pouvant être approximé par :

$$K_T(Z) = 0.8871.Z^{0.6819} \qquad \text{pour } Z > 100 \qquad (66$$

Le nombre d'essais réalisés en cisaillement par effort tranchant étant limité, BRUHN s'est basé sur l'étude de LUNDQUIST et propose dans ce cas de multiplier la contrainte critique de torsion par 1.25.

$$\tau_{cr} = 1.25.\tau_0 \qquad (67$$

En effet, si la relation entre torsion et effort tranchant est analogue à celle existant entre le chargement par flexion et par compression, l'effet statistique peut justifier ce coefficient. Le

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

nombre de résultats est cependant trop faible pour pouvoir conclure et quantifier cet écart statistique comme cela a pu être le cas pour la flexion.

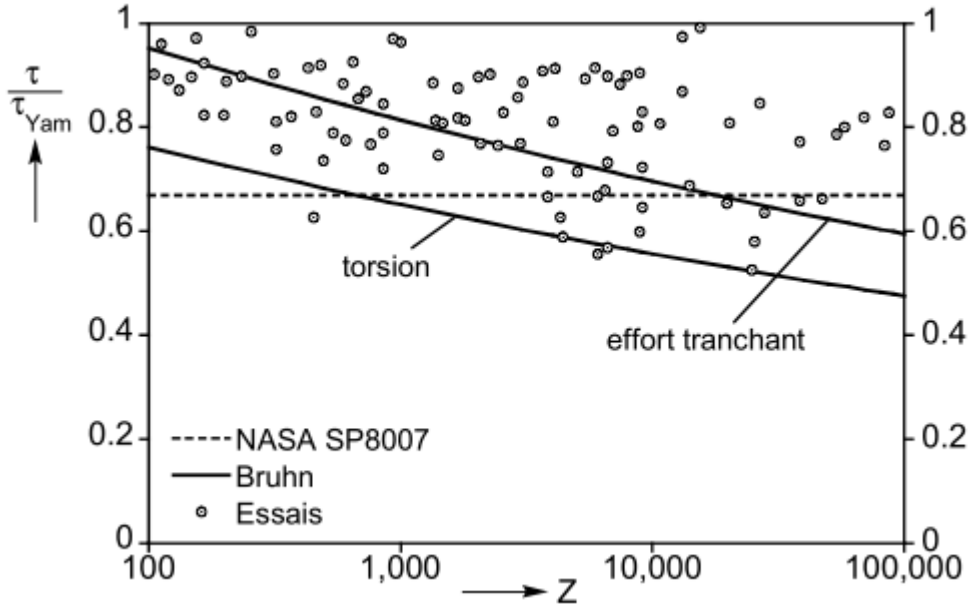


Figure 2.53. Facteur de réduction sous cisaillement (BRUHN 1973)

Pressurisation

La nouvelle contrainte critique, prenant en compte l'interaction de la torsion avec la pression interne est obtenue à partir des résultats expérimentaux de CRATE et al. [CRA46], et est exprimée en fonction de la pression externe critique :

$$\tau_P = \tau_0 . \sqrt{1 + \frac{P_i}{P_{ecr}}} \qquad (68$$

Avec τ_0 : contrainte critique de torsion initiale calculée plus haut (τ_{cr})
P_i : pression interne
P_{ecr} : pression externe critique (négative)

La connaissance de la contrainte critique de torsion passe alors par le calcul de la pression externe critique, donnée dans la NASA SP8007 par :

$$P_{ecr} = \frac{K_P . \pi^2 . E}{12.(1-\nu^2)} \left(\frac{t^3}{L^2 .. R} \right) \qquad (69$$

Où $K_p(Z)$ est un coefficient donné par :

$$K_P = 1.04.\sqrt{\gamma.Z} \qquad \text{si} \qquad 100 < \gamma.Z < 4700$$

$$K_P = \frac{3}{\pi^2} \frac{\gamma.Z}{\frac{R}{t}.\sqrt{1-\nu^2}} \qquad \text{si} \qquad \gamma.Z > 4700 \qquad (70$$

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Pour le cisaillement par effort tranchant, BRUHN préconise, sans citer de source, une interaction linéaire :

$$\tau_P = \tau_0 . \left(1 + \frac{P_i}{P_{ecr}} \right) \qquad (71$$

Les résultats de Yamaki [YAM84] montrent cependant que la tendance en présence d'une pression interne est similaire au cas de la torsion. L'interaction proposée plus haut est alors retenue pour la suite de l'étude.

V. Conclusion

Malgré un sujet ouvert depuis plus d'un siècle, la compréhension des mécanismes de flambage des coques cylindriques minces imparfaites reste encore un domaine à approfondir. L'explication des comportements pour les différentes sollicitations est généralement bien fournie mais les fondements se basent principalement sur des recherches bien plus poussées sur le cas de la compression axiale uniforme alors que les lacunes sont encore présentes pour le cas de chargement en cisaillement, en combinaison de chargement et ce pour une large plage de R/t.

Plusieurs possibilités sont offertes pour le dimensionnement au flambage des coques cylindriques; les recommandations ne sont cependant pas simples au vu du grand nombre de paramètres et des comportements différents qui peuvent en découler, mais surtout la question de leur conservatisme excessif ou insuffisant est une question ouverte. Ainsi, les dimensionnements pour les sollicitations en cisaillement sont encore peu précis et sont issus des résultats observés pour de la torsion.

Les études réalisées sur des coques minces multicouches, comprenant une couche de base classique en aluminium ou en acier ou tout autre métal, sur laquelle on vient rajouter un matériau léger de caractéristiques mécaniques faibles, sont quasi-inexistantes. Cette direction est en effet récente et semble promettre de bons résultats, ce qui permettra par la suite d'améliorer et peut être de proposer de nouvelles règles.

Afin d'évaluer leurs pertinences, leurs éventuelles limites, et leur degré de conservatisme, ces règles de dimensionnement seront utilisées et comparées avec les résultats d'essais, et ceux issus de la modélisation numériques Ces derniers restent aujourd'hui nécessaires pour une interprétation rigoureuse, et surtout pour mieux comprendre le déclenchement des instabilités et déterminer au plus près la valeur des charges critiques des structures coques imparfaites.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Chapitre 3: ENVIRONNEMENT EXPÉRIMENTAL ET NUMÉRIQUE

Les logiciels de simulation par éléments finis maintenant très puissants, offrent à l'utilisateur le moyen de modéliser tout type de projet et d'appréhender numériquement et physiquement les comportements de structures complexes sous des sollicitations tout aussi complexes. Ces moyens numériques laissent parfois penser que l'analyse expérimentale n'a plus vraiment d'intérêt, mais l'expertise sur cas réels apporte vraisemblablement une compréhension non négligeable de phénomènes complexes comme c'est souvent le cas pour les problèmes de flambage.

Les travaux approfondis de recherches bibliographiques de C. MATHON [MAT04], A. DA-SILVA [DAS10] et Z. DRAIDI [DRA05] ont montré que les essais expérimentaux concernant les coques cylindriques minces pressurisées soumises à différents types de chargement tels flexion, compression ou cisaillement sont rares. C'est pourquoi, il apparait fondamental de continuer à investir des travaux de recherche sur des moyens expérimentaux pertinents pour la conduite de campagnes d'essais sur le flambage de coques.

Ce travail de recherche est donc principalement orienté vers l'expérimentation. Afin d'appréhender le phénomène de flambage qui apparait sur les structures métalliques cylindriques et en particulier l'Etage Principal Cryogénique (EPC) de la fusée Ariane 5, de nombreux essais ont été réalisés sur des coques cylindriques minces, à échelle réduite, avec des proportions géométriques similaires au cas réel. Ces coques fabriquées et testées sur la dalle d'essai du laboratoire, enrichissent une base de données et les résultats sont systématiquement comparés à ceux issus de la modélisation numérique, dans le but de corroborer les résultats, cerner les différents paramètres qui entrent en jeu, et étendre la compréhension des phénomènes observés et la base de données, via des études numériques paramétriques.

Ce chapitre développe les moyens expérimentaux et numériques utilisés dans le cadre de ce travail de recherche, les résultats et leurs analyses ne seront pas détaillés ici mais dans le chapitre 4 "Essais expérimentaux et Numériques". Une première partie définira ici les paramètres de la structure qui a servi de base à cette étude, puis les moyens expérimentaux. La seconde partie sera consacrée à la description des outils numériques utilisés lors des simulations éléments finis.

I. Approche expérimentale

Les démarches de réalisation, de contrôle et de test des spécimens sont faites au maximum au sein du laboratoire afin de maitriser les différentes étapes de l'étude qui sont décrites ci-dessous. Le flambage des coques minces est étudié depuis des années au laboratoire qui possède maintenant l'expérience et le matériel nécessaire à la mise en place de campagnes d'essais représentatives.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

I.1. Dispersions

Afin de bien interpréter les résultats expérimentaux, une connaissance précise des différentes grandeurs intervenant dans le calcul de la contrainte critique est nécessaire. Les différentes mesures réalisées pour connaitre ces paramètres et les moyens utilisés doivent être des plus précis pour limiter au maximum les dispersions.

C. MATHON [MATh04] et A.DA-SILVA [DAS10] se sont questionnés sur les causes de la dispersion expérimentale et des écarts constatés avec la charge prédite par la théorie linéaire classique. Ils précisent en effet que la réalisation d'essais de flambage n'est pas une chose aisée et que les incertitudes sont inhérentes à toute campagne expérimentale. Dans notre cas, elles peuvent apparaitre à différents niveaux:

- dans la mesure des paramètres géométriques de la coque (rayon, longueur et épaisseur) entrant dans les calculs de contrainte
- dans la connaissance des propriétés du matériau (module d'Young, coefficient de Poisson) et de l'influence de l'anisotropie
- dans les mesures expérimentales (force et pression) intervenant dans les calculs de contrainte
- dans l'influence des conditions expérimentales (mode de fabrication, banc d'essai utilisé, gestion des conditions aux limites, méthodes d'application de l'effort)

Ainsi, pour les essais de flambage, le résultat final prend la forme d'un ratio σ_{CR}/σ_{CL} ou τ_{CR}/τ_{YAM} dans lequel interviennent les grandeurs t, R, E, ν caractéristiques du spécimen du point de vue géométrique et matériau et M et T, caractéristiques du chargement propre au banc d'essai.
Ces caractéristiques sont des sources potentielles dans la dispersion des résultats et seront explicitées dans la suite de cette partie suivant les différents niveaux cités précédemment.

I.2. Fabrication des spécimens

Deux procédés de fabrication des coques ont été mis au point sur la dalle d'essai, la première méthode dite d'électrodéposition n'est plus utilisée depuis quelques années mais est détaillée ci-dessous afin de comprendre les choix du second procédé dorénavant utilisé pour les essais.

I.2.1. Electrodéposition de cuivre

La fabrication des coques par électrodéposition de cuivre est décrite de manière détaillée par A.LIMAM dans sa thèse [LIM91]. Ce procédé de fabrication consiste à déposer du cuivre sur une empreinte en aluminium dans un bain électrolytique. L'empreinte est obtenue par usinage d'un tube d'aluminium et comporte aux extrémités deux frettes en acier inoxydables. Après passage dans le bain électrolytique durant le temps nécessaire à l'obtention de l'épaisseur de peau souhaitée, le spécimen est placé dans un bain de soude qui dissout la partie aluminium.

L'avantage de cette technique de fabrication était de confectionner des coques de dimensions générales de rayon R = 135mm et H = 270mm en un seul tenant, axisymétriques sans soudures ni joints et quasi parfaites, mais aussi de maitriser l'augmentation de l'épaisseur des

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

extrémités permettant de représenter, en similitude de raideur, un cadre de liaison dont l'objectif est de limiter les contraintes de flexion générées par l'encastrement. L'électrodéposition permet aussi de fabriquer des coques raidies, étudiées par A. LIMAM et D. GROS[GRO99], mais dans ce cas les étapes sont particulièrement longues et nécessitent une très grande minutie.
L'inconvénient de ce procédé, est qu'il ne permet pas de faire varier les caractéristiques matériaux de façon aisée, la fabrication était lourde est couteuse, ce qui imposait de rentabiliser les essais en testant plusieurs fois chaque coque dont la fragilité est certaine.

I.2.2. Coques « roulées-collées »

Ces inconvénients devenant fortement pénalisants dans l'optique d'une multiplication des essais, une méthode plus robuste et facile à mettre en place a été mise au point lors du doctorat de C. MATHON: la fabrication de coques roulées-collées à partir de feuillards métalliques.

Cette approche à déjà été utilisée par plusieurs expérimentateurs et principalement sur des coques en Mylar. Les grands avantages de cette technique sont la rapidité de fabrication et la possibilité d'utiliser différents matériaux et épaisseurs avec une homogénéité importante des caractéristiques. Cependant, deux points faibles sont à noter : un joint de recouvrement rend la coque non axisymétrique, et la qualité des feuillards amènent à des coques de géométrie moins précise que les spécimens faits par électrodéposition. Toutefois au moment du flambage dans le cas de flexion et cisaillement, l'ensemble des phénomènes sont localisés dans la zone comprimée ou les zones latérales, et donc éloignés du joint (positionné sur la fibre tendue) qui sera alors sans effet. Ce procédé à alors été retenu car ses inconvénients ne viennent pas perturber le comportement au flambage dans le cas de cette étude où les chargements retenus sont la flexion et le cisaillement.

La fabrication des coques roulées collées se fait en plusieurs étapes détaillées et illustrées ci-dessous :

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Figure 3-1. Etapes de fabrication des coques roulées-collées.

- Les feuillards sont livrés en rouleaux de plusieurs mètres de longueur. Déroulés sur un plan de travail nettoyé au préalable, ils sont découpés aux dimensions usuelles en fonction de la taille de la coque prévue pour l'essai.

- Chaque feuillard va être collé sur sa périphérie, il est griffé à la toile émeri puis dégraissé à l'acétone sur ses 20 mm de recouvrement horizontal et vertical pour améliorer l'adhérence entre les matériaux.

- Tout comme les coques electrodéposées, deux frettes cylindriques en acier doivent être positionnées aux extrémités du spécimen pour assurer les conditions aux limites ainsi que la diffusion des efforts. Elles sont positionnées sur un gabarit de montage en aluminium qui va assurer le parallélisme et la bonne distance entre les deux frettes grâce à 4 entretoises.
Le gabarit de montage a été modifié au cours de l'étude afin de pouvoir réaliser des coques de longueurs différentes.

- Le gabarit dégraissé, est installé ensuite sur un support fixe qui lui offre une rotation axiale et facilite le collage, obtenu avec une colle époxy à deux composants (résine époxydique et durcisseur) à mélanger intimement afin de réaliser un collage très rapide (10 minutes environ), très résistant (140 kg/cm²) et qui bénéficie d'une très bonne tenue à l'humidité et aux températures.

- La colle est appliquée sur le contour des frettes où sera enroulé le clinquant. L'alignement doit être parfait et une pression est maintenue au fur et a mesure sur les parties collées pour empêcher l'apparition de zones décollées et donc de discontinuité des conditions aux limites qui seraient néfastes aux résultats expérimentaux. Le spécimen est fermé par un recouvrement vertical du feuillards sur lui-même sur une bande de 20mm, ce joint est maintenu par de l'adhésif aluminium pendant la prise.

- La coque et ensuite démontée du gabarit après 24h de séchage, temps nécessaire à la polymérisation. Pour les coques pressurisées, un joint de silicone est réalisé à l'intérieur, au niveau des collages, pour assurer l'étanchéité.

- L'application d'une protection thermique est faite après avoir installé le spécimen sur le banc d'essai, une pression interne de 100mbar permet de mener l'opération sans le risque d'induire des défauts. Deux matériaux de type mousse sont utilisés comme protection thermique et impliquent des techniques de collage différentes, l'adhésion se fait à l'aide d'une bande adhésive double face pour le polystyrène et à l'aide d'une colle néoprène liquide pour le liège.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Dispersion

La dissymétrie induite par le recouvrement du feuillard sur une partie de la coque peut être une cause de dispersion des résultats, mais dans les cas de chargement en pression interne/flexion, et pression interne/cisaillement, DA-SILVA [DAS10] a confirmé l'influence quasi nulle du recouvrement sur le flambage du fait de son positionnement en fibre tendue lors de l'essai.

I.3. Caractéristiques des coques

I.3.1. Domaine d'étude

La géométrie d'un cylindre est définie par trois dimensions : le rayon R, la longueur L et l'épaisseur t de la structure, et est généralement caractérisée de manière adimensionnelle par deux paramètres : L/R et R/t. Le premier paramètre L/R permet de distinguer les coques selon leur hauteur alors que le deuxième paramètre R/t permet de différencier les coques minces des coques épaisses. Grace au matériel utilisé au sein de l'INSA, de nombreuses coques ont été fabriquées avec des dimensions nominales variées. La figure et les tableaux ci-dessous illustrent la géométrie des spécimens et recensent les différents paramètres utilisés :

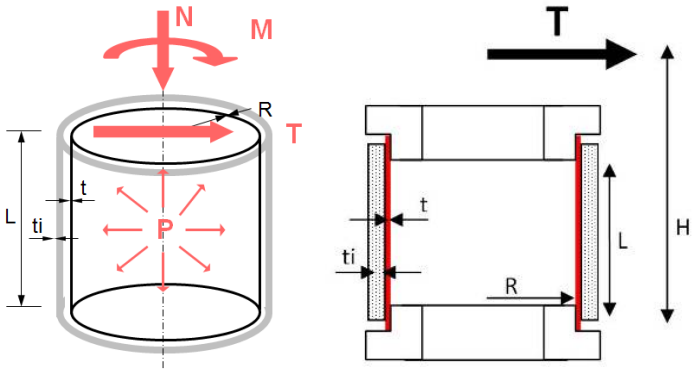


Figure 3-2. Schéma: géométrie des coques et sollicitations.

Tableau 3-1. Caractéristiques géométriques et sollicitations.

Paramètre	Symbole	Unité	Grandeur
Longueur libre de coque	L	mm	67, 135 et 270
Rayon	R	mm	133
Epaisseur coque	t	mm	0.1, 0.15, 0.2, 0.3 *
Matériaux coque	Acier E Aluminium Cuivre	MPa	~200000 ~135000 ~60000
Epaisseur isolant	ti	mm	3.6 et 3.7 *
Matériaux isolant	Ei Polystyrène expansé Liège	MPa	~3.2 ~5
Pression interne	P	mBar	0 à 1000
Effort tranchant	T	daN	
Moment fléchissant	M	daNm	
Effort normal	N	daN	

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

* les différentes épaisseurs utilisés pour les coques et les protections thermiques dépendent des matériaux utilisés et disponibles par les fournisseurs.

Les tableaux suivant précisent les paramètres géométriques des feuillards métalliques et des matériaux isolants.

Tableau 3-2. Caractéristiques géométriques des feuillard.

Matériau	Epaisseur nominale (mm)			
	0.1	0.15	0.2	0.3
Aluminium			x	
Acier	x			
Cuivre	x	x	x	x

Tableau 3-3. Caractéristiques géométriques de la protection thermique.

Matériau	Epaisseur nominale (mm)
Polystyrène expansé	3.6
Liège	3.7

Pour chaque feuillard, découpé aux dimensions usuelles pour la réalisation du spécimen, l'épaisseur moyenne arrondie au micron près est obtenue par la mesure de 10 points répartis sur la longueur. La valeur retenue est alors utilisée pour le calcul des contraintes critiques expérimentales et théoriques. Ce relevé de mesure systématique permet en même temps de vérifier la constante de ce paramètre au cours de l'usage du rouleau commandé.

L'utilisation de tous ces paramètres va entrainer des comportements variés, que ce soit en termes de géométrie avec les épaisseurs et les hauteurs de coque, de matériaux, mais aussi de charges appliquées avec les sollicitations de flexion ou de cisaillement et encore avec la pression interne. La sélection de paramètres adimensionnels L/R et R/t semble alors évidente pour comparer les résultats obtenus, mais aussi pour rester dans des ratios de modèles réduits comparables aux dimensions réelles de la structure étudiée qu'est le lanceur Ariane5. Le premier paramètre L/R permet de distinguer les coques selon leur hauteur alors que le deuxième paramètre R/t permet de différencier les coques minces des coques épaisses.

En cisaillement la longueur de la coque influence directement la contrainte critique, et un nouveau paramètre est couramment utilisé : le paramètre de BATDORF noté Z, donné par :

$$Z = \frac{L^2}{R.t} \cdot \sqrt{\left(1 - \nu^2\right)} \qquad (1$$

Ce paramètre adimensionnel est beaucoup utilisé, mais il a le désavantage de « noyer » les deux effets géométriques L/R et R/t en un seul paramètre.

Ces ratios sont explicités dans le tableau ci-dessous et seront précisés dans la suite du mémoire lors de l'analyse des résultats.

Tableau 3-4. Paramètres adimensionnels

Paramètres adimensionnels	Structure réelle	Spécimens
L/R	0.98 - 1.96	0.50 - 1.01 - 2.03
R/t	1387 - 1127 - 949	1330 - 886 - 665 - 443

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

t/ti	0.05 - 0.06 - 0.071	0.027 - 0.057
Z	870 - 5080	159 - 647 - 1294 - 2590 - 5155
E/Ei	1078 - 3632	62500 - 13800
P*	0 à 0.27	0 à 1
σ_{CR}/σ_{CL}		
τ_{CR}/τ_{YAM}		

Dispersion

Si le rayon des spécimens est connu avec suffisamment de précision grâce à un pied à coulisse, l'épaisseur t reste un paramètre beaucoup plus difficile à mesurer: outre l'erreur induite par la mesure (par micromètre, estimée à ± 1µm), il convient de discuter de la valeur d'épaisseur à considérer pour l'exploitation des résultats car il n'est pas trivial de connaitre avec précision quelle épaisseur sera déterminante pour le flambage. En effet, le mode de fabrication des feuillards métalliques par laminage implique une répartition non-uniforme de l'épaisseur du feuillard. Sur les10 points mesurés de chaque spécimen, une épaisseur moyenne est retenue comme épaisseur de référence pour la coque. L'épaisseur des mousses est plus délicat du fait du matériau légèrement déformable, la précision en est alors ressentie. Les erreurs absolues sur les dimensions de la coque sont récapitulées dans le petit tableau suivant:

Tableau 3-5. Incertitudes absolues sur les paramètres géométriques

L (mm)	R (mm)	t (mm)	ti (mm)
±0.1	±0.1	±0.002	±0.05

I.3.2. Matériaux

Les coques sont réalisées à l'aide de feuillards métalliques conditionnés en rouleaux de plusieurs mètres de longueur, les caractéristiques du matériau peuvent varier d'une commande à l'autre. Les coques réalisées en grand nombre, ont nécessité dans certains cas plusieurs feuillards. Des éprouvettes de traction sont donc systématiquement prélevées sur chaque feuillard, dans les deux directions et en plusieurs exemplaires (Figure 3-3), au début, à des points intermédiaires et vers la fin de chaque rouleau par soucis de reproductibilité des essais.

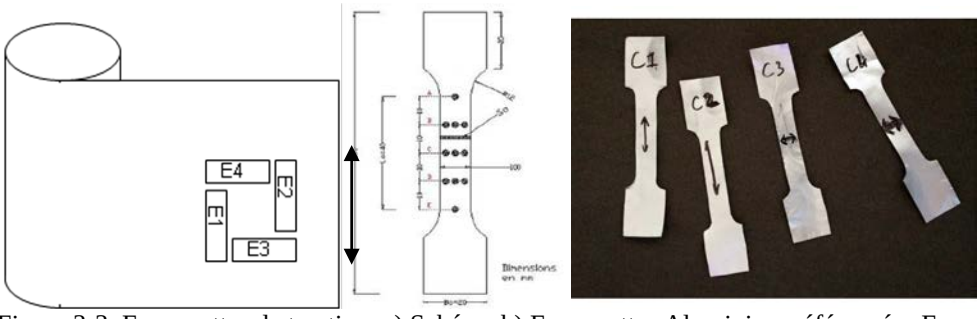


Figure 3-3. Eprouvettes de traction. a) Schéma b) Eprouvettes Aluminium référencées E

Après avoir mesuré la section en plusieurs points, une jauge de déformation est collée au centre de l'éprouvette. Les deux extrémités évasées de chaque éprouvette sont serrées dans les mords de la presse électromécanique et les essais de traction sont réalisés avec une vitesse de déformation $\acute{\varepsilon} = 10^{-4}$ /s.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Figure 3-4. Presse électromécanique pour essais de traction

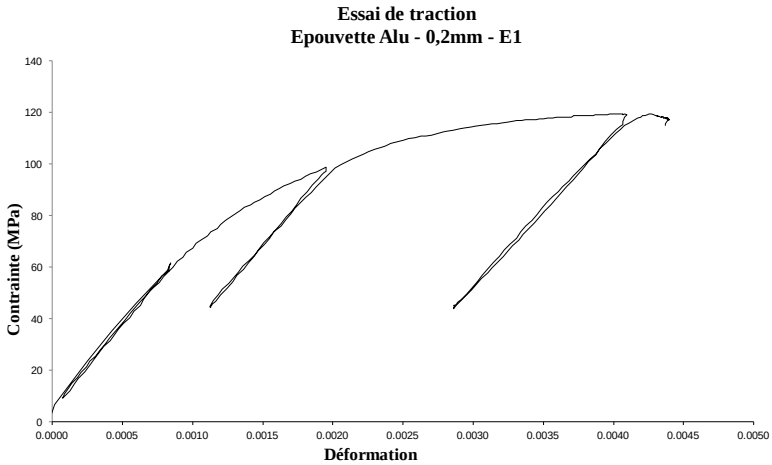


Figure 3-5. Essai de traction type (Eprouvette Aluminium 0.2 E1)

Une courbe de traction type pour des éprouvettes issues de feuillards en aluminium est présentées ci-dessus, le protocole d'essai reste identique quelque soit le matériau (cuivre et acier), il consiste à appliquer un effort de traction entrecoupé par 3 cycles de décharges et recharge respectivement en zone linéaire, en zone intermédiaire et en zone plastique. Les courbes de tractions obtenues ont alors une évolution semblable et permettent de mesurer le module d'Young à partir de la pente des cycles de décharge et recharge ainsi que la charge critique.

Pour les mousses des coques multicouches, soit les matériaux polystyrène et liège, les éprouvettes de forme identiques aux éprouvettes métalliques sont découpées elles aussi en début, points intermédiaires et fin de rouleaux. Il est impossible de coller des jauges de déformation sur ces matériaux, la méthode de chargement reste cependant la même mais l'essai se fait cette fois ci avec une machine de traction beaucoup plus sensible; elle exerce des efforts plus faibles, et mesure le déplacement des mords avec une meilleur précision pour le traduire ensuite en déformation.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

L'ensemble des modules d'élasticité et charges critiques pour l'ensemble des feuillards et mousses sont obtenus avec différentes lois (élastique, élastoplastique, réelle de RAMBERG-OSGOOD) et sont détaillées dans le chapitre 4 "Essais expérimentaux et Numériques".

Dispersion

Le module d'Young a systématiquement été mesuré pour chaque feuillard à partir des courbes de traction, Une valeur moyenne est retenue avec une erreur estimée à +/- 5%.
Le coefficient de Poisson ν n'est ici pas caractérisé, et sa valeur est prise par défaut d'après des documentations propres au matériau.
La contrainte classique a été établie pour un matériau isotrope, cependant la méthode de fabrication des feuillards par laminage crée parfois une anisotropie plus ou moins faible, mais A.DA-SILVA à montré que l'anisotropie diminue la contrainte théorique de flambage mais qu'elle reste faible dans la plupart des cas. Un seul feuillard dont les résultats sont détaillées dans le chapitre 4 "Essais expérimentaux et Numériques", montre une anisotropie plus significative.

I.4. Bancs d'essais

I.4.1. Mesure de géométrie des spécimens

Les travaux relatifs aux recherches antérieures réalisées au sein du laboratoire LGCIE ont mis en place des outils de mesures automatisés pour connaitre précisément l'influence des défauts géométriques et leur évolution au cours du chargement. Les résultats de ces mesures et leur influence sur le comportement des structures cylindriques présentés au chapitre 2, ont guidé la démarche de cette étude.

De part le temps de mesure très long et le matériel inadapté au banc d'essai de flexion et cisaillement, mais aussi au vu de la sensibilité assez faible des défauts dans la cas de chargement par cisaillement, la mesure de géométrie à alors été réalisée pour la base de données avec un matériel plus simplifié dans le but de détecter des défauts géométriques notables (de forme ou local) des spécimens testés.

Le banc de mesure est représenté en Figure 3-6. Le spécimen à scanner est placé sur une table rotative pour relever la géométrie sur tout le pourtour à l'aide d'un capteur sans contact (capacitif ou laser). Un moteur et un système vis-écrou crée un déplacement vertical, et la rotation de la table se fait à l'aide d'une manivelle.

Ces mesures ne se font plus durant l'essai, mais seulement en amont afin d'évaluer la qualité générale des spécimens et d'appréhender un comportement qui pourrait être initié par un défaut difficilement visible à l'œil nu. Quelques coques ont été mesurées après avoir été testées sur le banc d'essai, pour mesurer la déformation finale réelle.

Il est nécessaire, à la suite des mesures, de corriger les modes de corps rigide, qui résultent de la non coïncidence de l'axe de symétrie de la coque et des axes de déplacement du capteur (translation et rotation) dû au :

- décalage entre les origines de l'axe du système de mesure et du spécimen
- non parallélisme entre les deux axes
- inclinaison de l'axe de translation du système de mesure

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

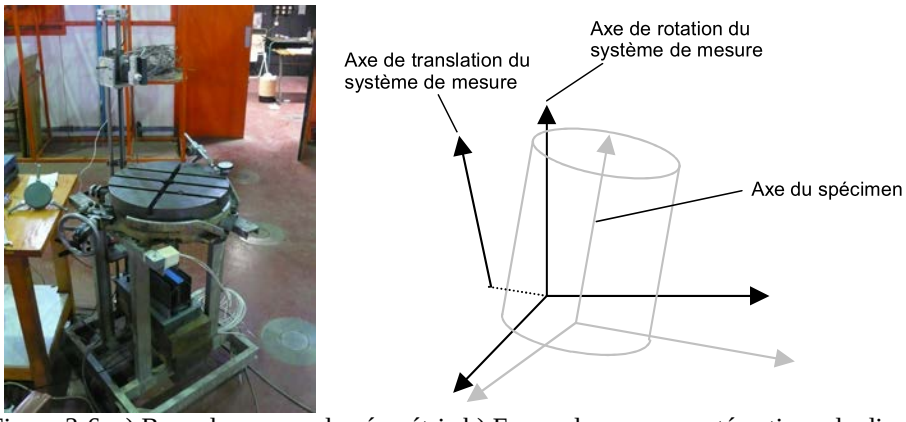


Figure 3-6. a) Banc de mesure de géométrie b) Erreur de mesure systématique du dispositif

Le principe de la correction appliquée est détaillé dans la thèse de SCHAUDER [SCHa97], il repose sur une minimisation par la méthode des moindres carrés des harmoniques de Fourier correspondant à ces modes.

I.4.2. Banc d'essai de flambage

Le laboratoire a développé deux bancs d'essais pour tester les coques cylindriques pressurisées.
Le premier plus complexe et piloté par un automate, utilisé et détaillé dans la thèse de C. MATHON et A. DA-SILVA est positionné sur un portique installé sur la dalle d'essai, composé d'un plateau rotulé en son centre, chaque coque peut être positionnée et fixée pour être sollicité par une colonne rigide verticale surmontée d'un dispositif comprenant 3 axes de rotation. Ce dispositif permet l'application d'efforts normaux et transverses à l'aide de deux vérins hydrauliques équipés de capteurs d'efforts et de déplacements.
Piloté en déplacement, ce banc d'essais appelé « Ariane » a été développé au fil des années afin de répondre aux différents besoins du programme de recherche sur le flambage de coques. Originellement conçu pour combiner les efforts axiaux et tranchants, l'instrumentation a évolué puis le fonctionnement a été simplifié afin de ne garder que la composante axiale.

Dans le cadre d'étude du comportement au flambage des coques sollicitées par un effort tranchant dans l'optique d'étudier le chargement en flexion et cisaillement, un second banc d'essai à été développé. Les résultats des nombreux essais menés dans le cadre de cette thèse sont exclusivement issus de ce banc d'essais.

Ce banc de conception beaucoup plus simple et détaillé ci-après, a l'inconvénient de ne piloter les essais que par force imposée (Figure 3-7), jusqu'à l'effondrement. Une butée de protection permet cependant d'éviter un comportement post-critique trop dégradé. Il reste toutefois très pertinent et mieux adapté pour tester des coques très minces et pressurisées soumises à ces types de sollicitations, car les charges critiques attendues sont relativement faibles. Les différentes méthodes de chargement, via un vérin pneumatique de faible capacité, ou via l'augmentation très progressive d'une charge morte (méthode du sablier) permettent une quantification très précise de la charge critique.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

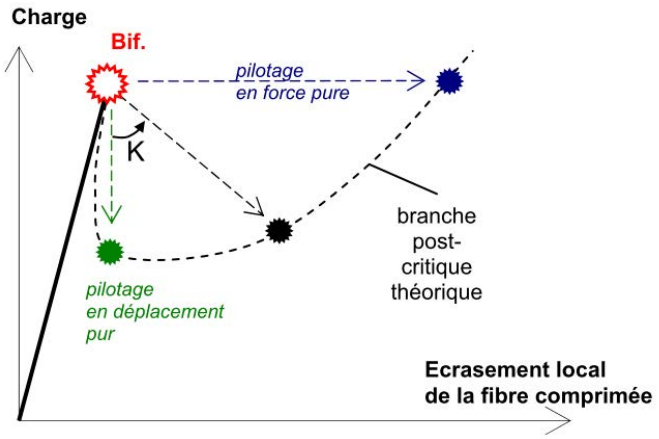


Figure 3-7. Influence de la raideur du banc d'essai en fonction du pilotage.

I.4.3. Instrumentation

Toutes les coques ont été testées sur le même banc d'essais, qui a été conçu de manière à être évolutif en fonction du type de chargement à mettre en place.

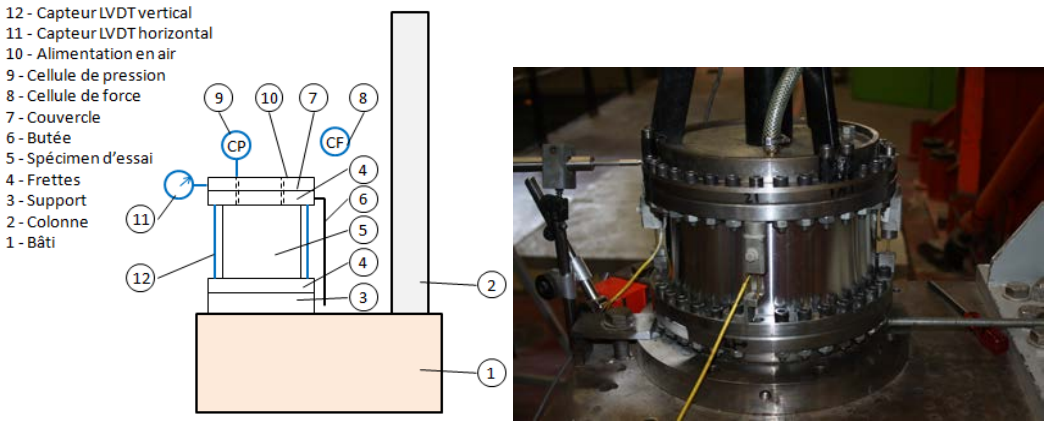


Figure 3-8. Instrumentation a)schéma de principe b) montage réel

La partie basse du banc est composée d'un bâti solidaire du sol, offrant sur sa partie supérieure une empreinte sur laquelle est fixée la frette inférieure de la coque à l'aide de 36 boulons. Un couvercle est également fixé sur la frette supérieure du spécimen par 36 autres vis, permettant de fermer hermétiquement l'intérieur de la coque.
Les coques sont équipées de quatre capteurs LVDT (Linear Variable Differential Transformer) verticaux répartis sur la circonférence, ils mesurent l'écrasement vertical de la frette supérieure par rapport à la frette inférieur solidaire du bâti, dans le but d'enregistrer le comportement de la coque et de vérifier la symétrie du chargement. Un cinquième capteur de déplacement est positionné à l'opposé du point d'application de la charge et dans l'axe de direction de chargement, il mesure le déplacement horizontal de la frette supérieure, mesure essentielle lorsque celle-ci subit un effort de cisaillement.
Un orifice sur le couvercle permet d'alimenter en air comprimé l'intérieur de la coque, jumelé à un capteur pour en contrôler la pression.

Le bâti est doté d'une colonne métallique de 2 m de hauteur, solide et rigide, elle sert de support au système de chargement dont la position peut être modifiée, ce qui conditionne la nature de flambage.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Les mesures des différents capteurs sont récupérées par un conditionneur, celui-ci renvoie les informations vers un ordinateur afin de visualiser les évolutions en temps réel, ainsi les points de bifurcation ou critiques peuvent être distingués. En parallèle, une caméra capture des images, et garde en mémoire l'évolution des déformations et les modes de flambage. La mise en charge du spécimen se fait grâce au tableau de bord présentant les vannes pour une ouverture et un réglage des différents fluides nécessaires.

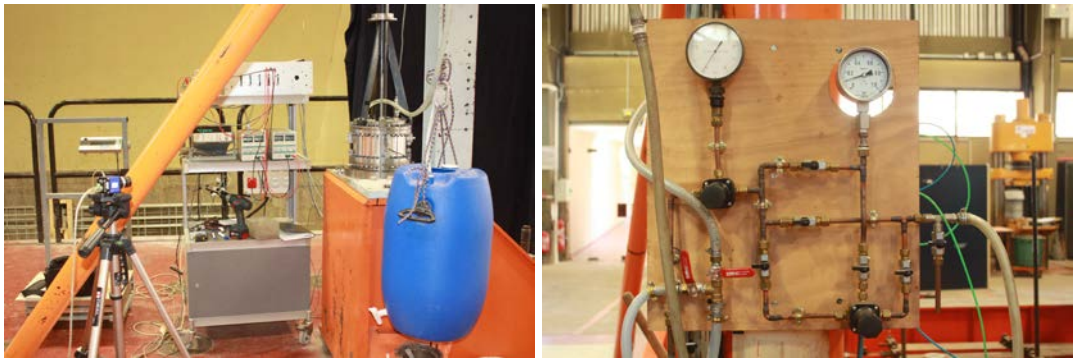


Figure 3-9. Matériel d'exploitation

Dispersion

La qualité des capteur jouent sur la précision de la mesure des efforts appliqués, ceux ci sont étalonnés régulièrement, les plages d'utilisation et les précisions des capteurs sont résumées dans le Tableau 3-6 suivant :

Tableau 3-6. Caractéristiques des capteurs du banc d'essai

Capteur	Fonction	Plage	Précision
Capteur de déplacement	Déplacement horizontal de la frette supérieure	± 10 mm	±25 µm
2 LVDT	Déplacement vertical ou écrasements des fibres neutres	± 1.25 mm	±3.125 µm
2 LVDT	Déplacement vertical ou écrasements des fibres sollicitées	± 2.5 mm	±6.25 µm
Pression	Mesure de pression interne	5 bar	±2.5 mbar
Force 1	Mesure de l'effort transversal (chargements faibles)	222 daN	±0.6 daN
Force 2	Mesure de l'effort transversal (chargements forts)	1111 daN	±2.5 daN

Par ailleurs, un effort mal orienté a également une influence sur la charge critique, cependant A.DA-SILVA a montré qu'elle est minime en flexion mais peut baisser la contrainte de cloquage en cisaillement d'au moins 5%. Néanmoins cet effet ne sera pas considéré dans les interprétation des résultats.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

I.4.4. Mode cisaillement

Le banc d'essai s'est vu évoluer au fil des essais pour les sollicitations en cisaillement; un système de câble et poulie relié à un réservoir permettait de transformer un effort vertical en effort tranchant sur la coque (Figure 3-10).

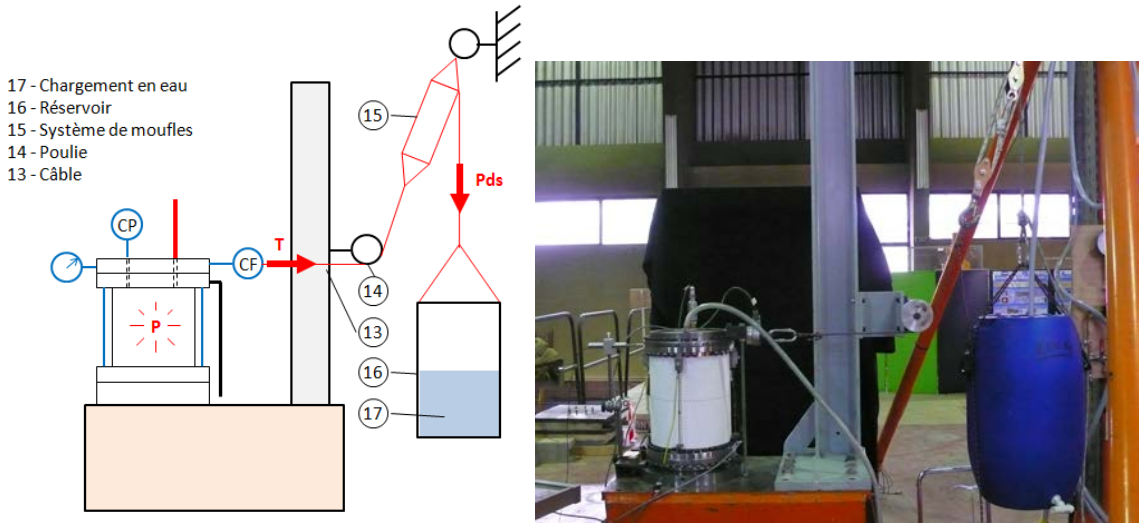


Figure 3-10. Chargement cisaillement avec réservoir a)schéma de principe b) montage réel

Au vu des essais sur coques d'épaisseur sensiblement plus épaisses et soumises à des pressions internes plus importantes, ce chargement a été remplacé par un vérin pneumatique générant un effort tranchant plus grand (Figure 3-11). Le vérin pneumatique, alimenté avec un débit d'air constant peut alors exercer un effort progressif et linéaire jusqu'à sa capacité maximale de 700 daN. L'effort transverse appliqué directement sur la frette supérieure est mesuré à l'aide d'une cellule de force.

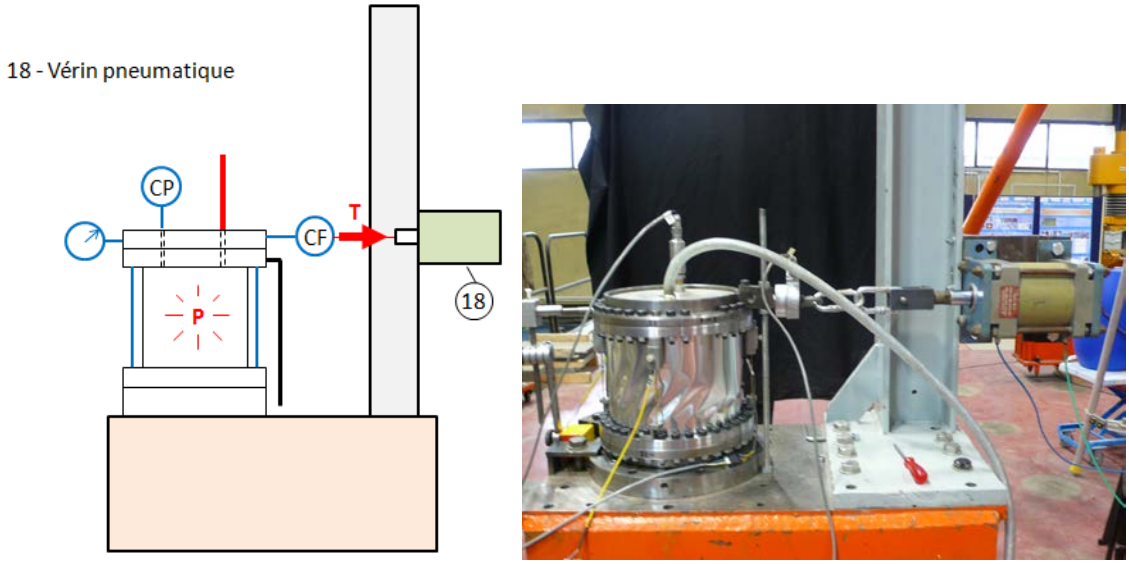


Figure 3-11. Chargement cisaillement avec vérin a)schéma de principe b) montage réel

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

I.4.5. Mode flexion

Pour un chargement de type flexion (Figure 3-12), il suffit de déplacer en partie haute le vérin pneumatique sur le poteau, l'effort transversal est alors transmis à la coque par un mât rigide préalablement fixé sur le couvercle, ce mât génère un bras de levier, et donc un moment de flexion au niveau de la frette supérieure. Ce type de chargement est beaucoup plus fréquent que la flexion pure pour les structures employées dans le génie civil, pour lesquelles le chargement de flexion est souvent la résultante soit de la présence de vent, soit d'une sollicitation sismique. Il présente cependant des inconvénients sur le point expérimental: la sollicitation de flexion n'est pas uniforme sur toute la hauteur, et l'effort induit des contraintes de cisaillement dans la coque.

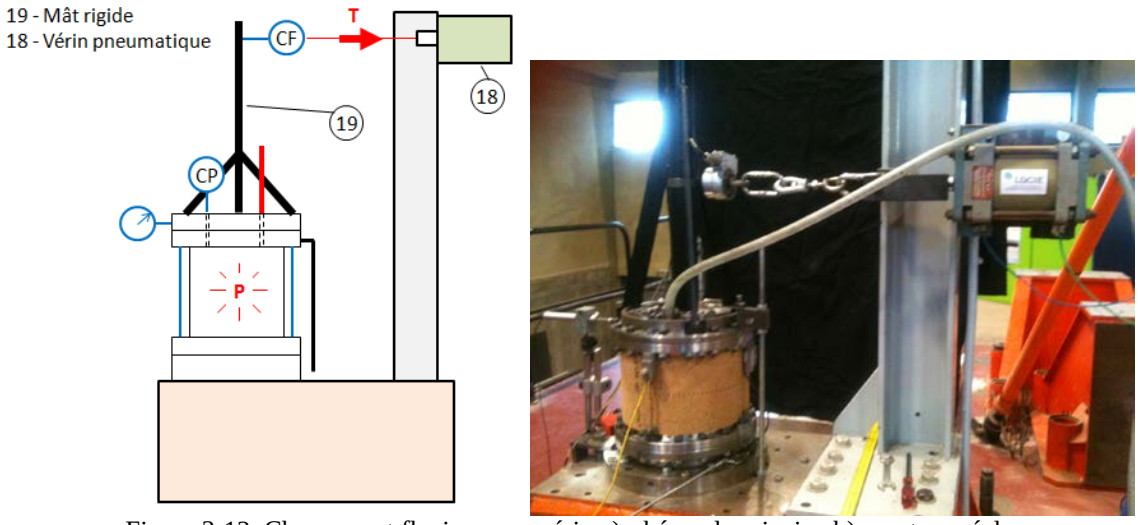


Figure 3-12. Chargement flexion avec vérin a)schéma de principe b) montage réel

Lorsque le rapport H/R est élevé, le moment de flexion critique n'est produit que par un effort transversal faible et l'utilisation du vérin pneumatique peut être alors sensible. L'usage du réservoir est alors mieux adapté (Figure 3-13), le remplissage anciennement avec du sable à été modifié avec un remplissage plus continu à l'eau. La vitesse de chargement dépendant du débit d'eau choisi, conduit à un chargement parfaitement linéaire vertical du réservoir transformé en effort horizontal appliqué au mât grâce à une poulie et un câble. Nous avons vérifié que ce système n'introduit pas de biais sur la charge (pas de frottement au niveau de la poulie), cependant, le positionnement du capteur de force au droit du mât de charge permet de garantir une mesure parfaitement représentative. Les mesures des déplacements de la frette supérieure de la coque se font avec les capteurs LVDT tout comme décrit précédemment pour les essais en mode cisaillement.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

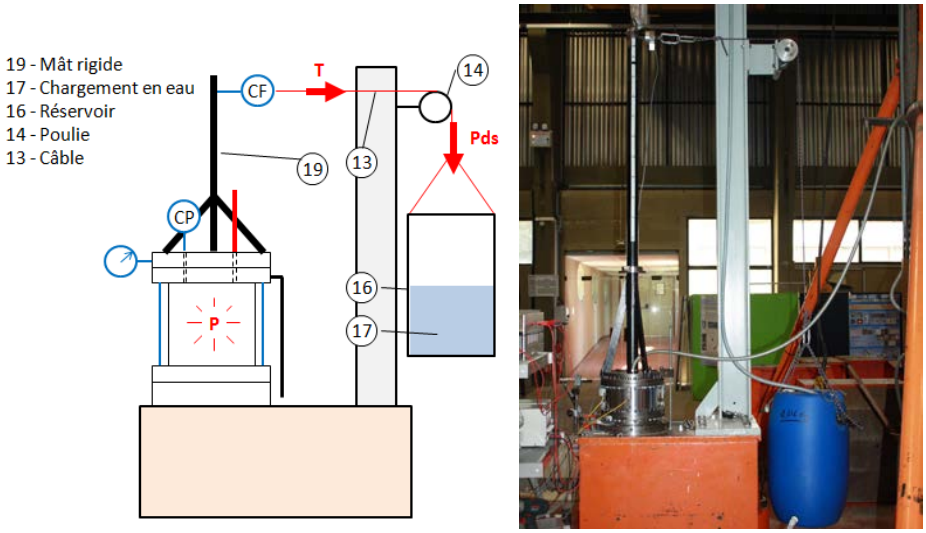


Figure 3-13. Chargement flexion avec réservoir a)schéma de principe b) montage réel

I.4.6. Influence de la compression

Du fait des éléments assurant les conditions aux limites supérieures et la transmission de l'effort, les coques sont systématiquement soumises à un chargement de compression dû au poids des équipements. La masse des éléments situés au-dessus de la coque est différente selon le type de sollicitation. Cette contrainte de compression générée par le poids du couvercle, soit 14.96 kg, et celui du mât, soit 12.8 kg, est prise en compte dans l'exploitation des résultats, tant au niveau expérimental que numérique pour rester au plus proche et corroborer aux contraintes réelles. Cette contrainte de compression reste cependant négligeable et inférieur à 4% de la contrainte classique.

I.4.7. Stéréo corrélation

Seulement quelques essais ont été sélectionnés pour utiliser la méthode de stéréo corrélation dans le but de quantifier les déformations précritiques suivant le mode de flambage principal. Une brève description du principe est faite ci-dessous mais le lecteur pourra trouver plus de détails sur la mesure de déplacements par corrélation d'images dans l'étude de P. CLERC [CLE01].

La technique de stéréo-corrélation utilise le principe de la vision binoculaire d'une même scène, à savoir la mesure d'un objet suivant deux angles différents. Sur ce principe, la technique permet de mesurer l'évolution de la géométrie 3D d'un objet, ou le champ de déplacements des points de la surface en enregistrant une paire d'images stéréoscopiques relatives à chaque état de déformation.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Figure 3-14. a) Vision binoculaire b) Mouchetis sur coque c) Visualisation

Un mouchetis noir sur fond blanc est d'abord appliqué sur la coque à l'aide de bombes de peinture. Deux caméras sont donc utilisées, et la scène de mesure est calibrée en enregistrant deux images 2D du spécimen sous deux angles différents. Après déformation de la coque, le logiciel Vic-3D analyse les niveaux de gris de chaque élément (dont la taille est définie par l'utilisateur) afin de calculer les champs de déplacement et de déformation. La géométrie 3D est ensuite reconstruite par triangulation.

I.4.8. Enregistrement caméra rapide

Tout comme la stéréo-corrélation d'images, seuls quelques essais ont été filmés par une caméra rapide. Cette solution technique à l'avantage de pourvoir récupérer des informations visuelles que l'œil humain ne peut déceler.
L'utilisation onéreuse de ce matériel a pour objectif d'enregistrer puis visualiser l'apparition des cloques et surtout leurs évolutions au moment de la ruine de la coque, instant très bref et brutal.

II. Approche numérique

Les simulations numériques prennent une place prépondérante et viennent même maintenant remplacer les essais expérimentaux dans les travaux de recherche. Les essais sur cas réels sont cependant nécessaires pour comprendre les phénomènes importants. Ce travail, qui s'inspire de cette philosophie fait tout de même appel à l'interprétation numérique pour corroborer les résultats expérimentaux.
Dans le cas des coques cylindriques, des études numériques parfois couplées à l'expérimentation ont déjà amené un éclairage sur l'effet des imperfections de forme, des singularités géométriques (raidissage, ouvertures, …) et des chargements complexes (torsion, cisaillement, vent, couplage de charges, thermique, …). Le travail numérique proposé ici vient alors compléter les connaissances avec l'insertion d'une couche de matériau isolant de faible caractéristique thermique.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

II.1. Introduction

Le calcul par éléments finis constitue un outil performant pour l'étude de la stabilité des coques minces, il permet en particulier de prendre en compte les non linéarités géométriques et matérielles, de manière beaucoup plus aisée qu'une approche purement analytique. L'outil numérique doit être adapté au type de calcul et aux résultats attendus, la recherche bibliographique et les précédents travaux de recherches aboutis au sein du laboratoire, amènent à sélectionner le code industriel ABAQUS pour corroborer les résultats expérimentaux.

Cette approche numérique n'a pas pour ambition de développer un nouveau modèle capable de simuler précisément le comportement de la structure réelle qu'est Ariane5 mais offre la possibilité d'utiliser un outil prédictif utilisable pour de multiples configurations de coques, (différentes géométries, R/t, L/R…), dans le but d'interpoler au mieux le comportement au flambage avec un modèle simple validé qui permettrait un dimensionnement pour des structures multicouches.

II.2. Méthodologie de calcul

II.2.1. Imperfections géométriques

L'étude principale concerne le flambage des structures cylindriques très fines (R/t supérieur à 660) et donc sensibles aux imperfections. Une structure est dite sensible aux imperfections si un petit défaut suffit à modifier de manière significative la charge critique de flambage.

La méthodologie de calcul numérique adoptée avec le code aux éléments finis ABAQUS a été basée sur l'obtention de la première charge critique d'Euler correspondant au mode propre le plus faible et d'introduire l'imperfection géométrique obtenue sur le cylindre parfait pour quantifier le comportement post-critique de la structure. La première charge critique d'Euler est déterminée avec un calcul modal appelé BUCKLE, et l'étude post-critique est faite avec le calcul non linéaire RIKS. L'amplitude de l'imperfection géométrique est réglée avec un facteur (Détaillée dans le titre I.3.2 du chapitre 4) choisi de telle manière que le résultat numérique soit calé sur le comportement réel d'une coque témoin testée expérimentalement à pression nulle.

Si les défauts géométriques de la structure sont connus, il est plus intéressant d'utiliser ces données comme imperfections. Cependant dans la plupart des cas, seule l'amplitude maximum de l'imperfection est connue, c'est pourquoi considérer les imperfections comme une combinaison linéaire des modes reste un bon moyen d'estimer la géométrie d'une structure imparfaite comme l'a démontré ARBOCZ [ABR69][ABR91][ABR95].

Un programme numérique à tout de même été mis au point de manière à insérer les défauts géométriques mesurés sur une coque, mais n'a finalement pas été efficacement utilisé afin de rester dans un esprit de dimensionnement général de prédiction avec un modèle simple.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

II.2.2. Analyse linéaire BUCKLE

La première étape du calcul numérique est de simuler une analyse linéaire et de déterminer les premiers modes propres. Cette étape est faite avec l'analyse linéaire BUCKLE sur la structure parfaite.

Son utilisation est simple, le STEP utilisé dans le fichier source de calcul est l'analyse BUCKLE, avec lequel une ligne de commande est insérée pour demander d'extraire en fin de simulation les modes et déformations géométriques correspondant. Le principe de cette analyse linéaire, détaillée dans la dernière thèse en date du laboratoire dans le domaine du flambage A. DA-SILVA [DAS10] est de rechercher la sollicitation pour laquelle la matrice de rigidité du modèle devient singulière; le problème de flambage consiste donc à rechercher la valeur du chargement qui conduit à la première bifurcation de l'équilibre.

Le calcul numérique permet de résoudre le problème suivant:

$$\det([K_0] + \lambda.[K_\sigma]) = 0 \qquad (2$$

où

$[K_0]$ est la matrice de rigidité linéaire correspondant à l'état de base de la structure, incluant les effets de pré-chargement P

$[K_\sigma]$ est la matrice des contraintes initiales

La valeur propre la plus faible correspond alors au facteur de charge critique λ_{cr} qu'il suffit de multiplier au chargement initial pour obtenir la charge de bifurcation. De plus, le vecteur propre associé à λ_{cr} donne le mode critique.

Les valeurs de pré-chargement P de cette étude sont la charge normale due au poids des équipements et la pression interne. Le chargement Q qui induit le flambage par bifurcation est l'effort transversal appliqué sur la frette supérieure de la coque ou sur le mât.

II.2.3. Analyse non linéaire RIKS – pilotage en longueur d'arc

La méthode présentée ci-dessus permet de détecter une bifurcation d'équilibre, mais ne donne aucun renseignement sur le comportement de la structure au-delà du point de bifurcation.

Le calcul numérique peut aussi simuler la réponse post-critique de la coque pour une imperfection donnée. Les méthodes de pilotage en longueur d'arc sont des techniques incrémentales qui permettent de suivre une branche d'équilibre même après l'apparition d'une instabilité de type bifurcationnel ou point-limite. RIKS [RIK79] fut le premier à proposer une telle méthode, qui porte aujourd'hui communément son nom, elle est utilisée pour calculer la solution en considérant que le problème est instable, sachant qu'il peut être utilisé pour tracer la réponse en flambage d'une structure pour une branche post-critique stable ou instable.

D'autres variantes ont depuis été développées (CRISFIELD [CRI81], POWELL et SIMMONS [POW81] ou RAMM [RAM80]), mais le but ici est de reprendre et ne présenter que les fondements du pilotage en longueur d'arc.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Le principe de cette technique (détaillé dans la thèse d'A. DA-SILVA [DAS10]) est d'ajouter aux équations d'équilibre, une équation imposant la longueur du vecteur incrémental dans le plan charge/déplacement (voir Figure 3-15). Le chargement appliqué devient ainsi une variable additionnelle du problème.

L'équation d'équilibre d'une structure peut s'exprimer à partir du principe des travaux virtuels :

$$f(\vec{u},\lambda) = [K].\vec{u} - \lambda.\vec{F}_0 \qquad (3$$

Où

[K] est la matrice de raideur du système,
$\vec{u}$ représente les déplacements,
$\vec{F}_0$ représente les forces externes appliquées,
λ est le paramètre de charge.

Ce système comporte donc n équations et n inconnues pour une valeur donnée de λ .Dans le cas d'étude, le paramètre de charge est également traité comme une inconnue et une équation supplémentaire est nécessaire, imposant la longueur d'arc Δl à parcourir sur le chemin.

Soit un point $A_0(\vec{u}_0,\lambda_0)$ d'équilibre de la structure, et donc présent sur le chemin d'équilibre S. L'estimation initiale du point suivant $A_1(\vec{u}_1,\lambda_1)$ est calculée à partir de la tangente $\vec{t}_0$ en A_0, dont les composantes $\left(\frac{d\vec{u}_0}{ds},\frac{d\lambda_0}{ds}\right)$ doivent être connues.
La tangente au chemin d'équilibre est recalculée pour déterminer les $A_i(\vec{u}_i,\lambda_i)$ successifs et converger vers la solution finale de l'incrément en fonction de la longueur d'arc Δl et du type de contrainte choisis.

Deux types de contrainte les plus répandus sont ici présentés:

- Les A_i sont situés sur un plan perpendiculaire à $\vec{t}_0$ (RIKS) :

$$\begin{cases} \overrightarrow{A_0A_1}\cdot\overrightarrow{A_1A_i} = 0 \\ \left\|\overrightarrow{A_0A_1}\right\| = \Delta l \end{cases} \qquad (4$$

- Les A_i sont situés sur un cercle de centre A_0 (CRISFIELD) :

$$(u_i - u_0)^2 + (\lambda_i - \lambda_0)^2 = \Delta l^2 \qquad (5$$

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

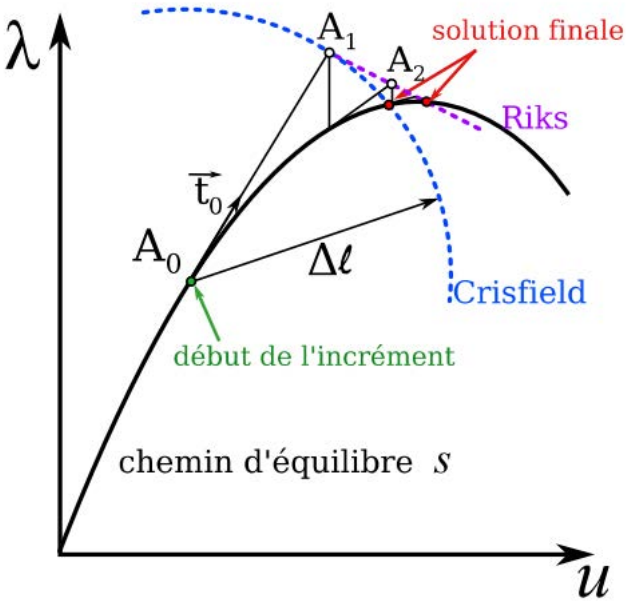


Figure 3-15. Méthode de pilotage par longueur d'arc

Cette seconde étape implique alors l'introduction des imperfections d'EULER obtenues dans l'analyse des modes propres de l'analyse BUCKLE à l'aide d'une ligne de commande insérée dans le fichier source du calcul RIKS, qui prend en compte le premier mode propre et lui assigne un coefficient amplificateur. Ce coefficient est défini comme le rapport de l'amplitude maximale du défaut avec l'épaisseur du cylindre, il est déterminé paramétriquement de manière à ce que la courbe réponse du calcul numérique correspondre au mieux à la courbe résultant de l'essai d'une coque témoin, testée sans protection thermique et à pression interne nulle.

Le calcul RIKS est incrémental avec prise en compte de la NonLinéarité Géométrique et de la NonLinéarité Matériau au travers d'une loi Elastoplastique avec écrouissage isotrope. Il va permettre de suivre une branche d'équilibre même après l'apparition d'une instabilité de type bifurcationnel ou point-limite.

II.3. Modèle numérique

Ce paragraphe est consacré à la présentation du modèle numérique utilisé dans ABAQUS et schématisé sur les Figure 3-16.

Les coques sont modélisées avec l'élément S4R, possédant 4 nœuds, avec 6 degrés de liberté par nœud (3 déplacements, 3rotations). Les fonctions de forme utilisées sont linéaires et donc moins performantes que dans le cas quadratique (éléments S8R5 par exemple), mais permettent cependant de créer facilement des modèles paramétriques, très utiles lorsqu'un grand nombre de calculs est nécessaire. Ces éléments basés sur une cinématique de KOITER-SANDERS, sont généralement bien adaptés pour le calcul des coques minces ou semi épaisses.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

II.3.1. Géométrie

Les coques étant sollicitées transversalement, les modes propres peuvent s'avérer symétriques ou antisymétriques. La solution de modéliser une coque entière à été retenue dans le but de prendre en compte ces antisymétries.
A. DA-SILVA [DAS10] à montré dans son travail de recherche, que la modélisation du joint de recouvrement sur les coques parfaites n'avait pas d'influence sur le chargement, de type transversal, que ce soit en cisaillement ou en flexion ; le modèle numérique se simplifie alors en une simple coque parfaite maillée de façon suffisamment dense pour garantir la convergence. Le modèle aura des mailles de 3mm et seule la peau sera représentée (pas de modélisation des frette et du couvercle).
La géométrie de la coque considérée est parfaite, dans le but de ne pas prendre en compte les défauts dans un premier temps, puis d'y insérer un défaut modal pour que le comportement réponse corresponde au mieux au résultat expérimental de la coque témoin. Le rayon R de la coque est de 133mm, une épaisseur constante sur toute sa longueur L qui prend les valeurs de 62.5, 135 et 270mm.

Comme pour l'essai expérimental, les conditions aux limites traduisent un encastrement du bord inférieur de la coque. Ensuite un point de référence RP1 est placé au niveau de la condition aux limites supérieure, au centre du cylindre ; ses 6 degrés de liberté sont liés aux 6 d.d.l. des nœuds du bord supérieur afin de créer un ensemble rigide correspondant à la frette supérieure. Un second point de référence RP2 est placé à une hauteur paramétrable en fonction du type de sollicitation, il modélise le point d'application de l'effort tranchant dans le cas de l'essai réel, avec ses 6 d.d.l. également liés à RP1.

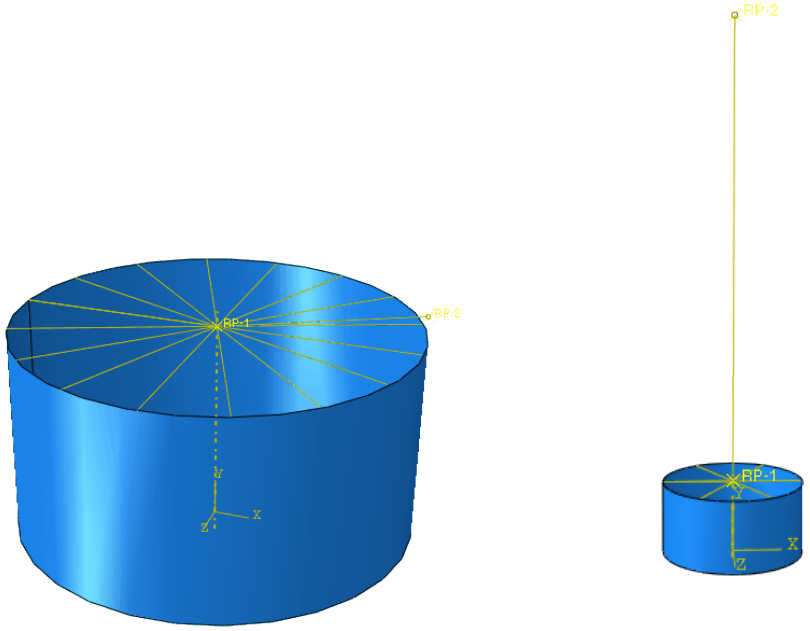


Figure 3-16. Modèle numérique - a) configuration calculs PT b) configuration calculs PM

Le calcul de coques simples se fait sur des modèle de type SHELL, tandis que les calculs pour les coques recouvertes d'une protection thermique utilise une approche multicouche qui exclu de fait les problèmes d'interface ou liaison métal/protection thermique et amène à la conformité d'adhérence parfaite. Pour éviter que la protection thermique soie sollicitée directement, les conditions aux limites sont placées sur la partie interne de la coque de telle sorte que les efforts soient transmis directement à la couche acier conformément à la réalité expérimentale.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

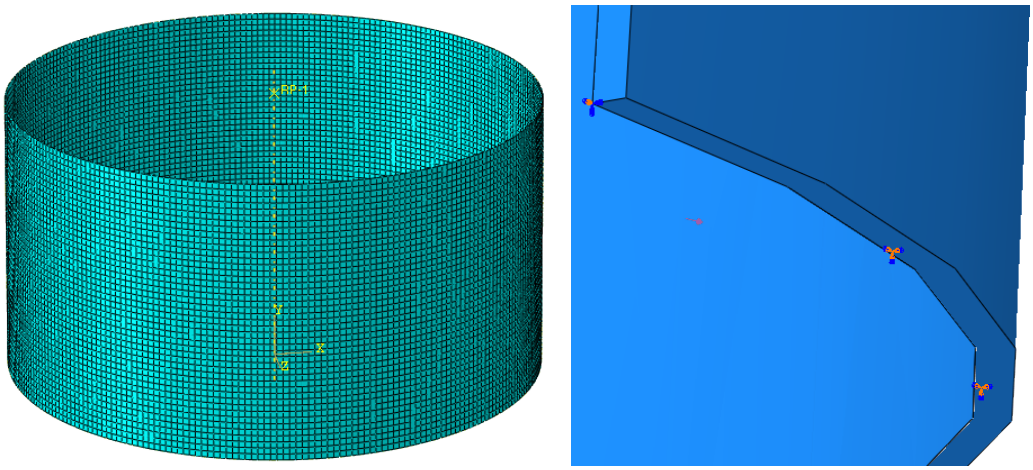


Figure 3-17. a) Maillage de coque b) Conditions aux limites sur surface interne

Une modélisation 3D du matériau mousse a été menée avec un maillage 3DSolid à 4 nœuds dans l'épaisseur (Figure 3-18) . L'interface ou liaison métal/matériau mousse entre le maillage SHELL de la coque et le maillage 3D se fait avec une liaison TIE dans le code de calcul et simule une adhérence parfaite entre les deux matériaux. Cette simulation nécessite un nombre important d'éléments ce qui augmente considérablement les temps de calculs.

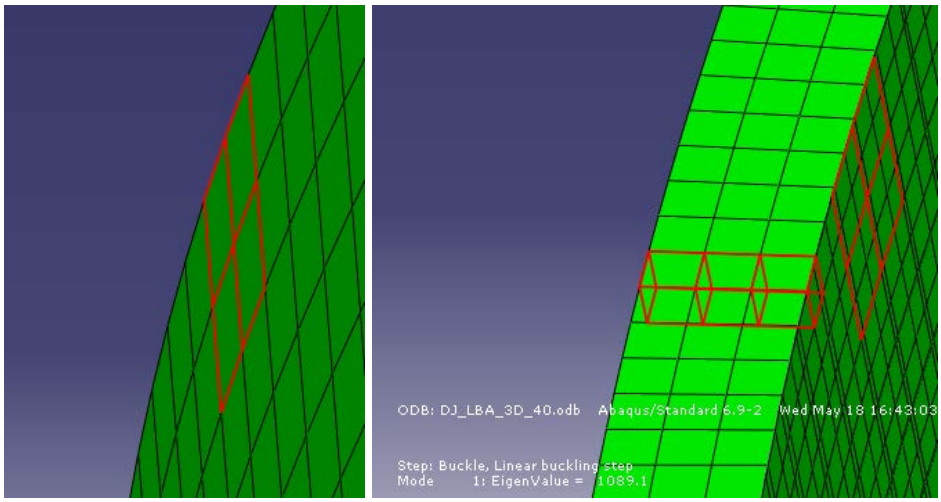


Figure 3-18. a) Maillage multicouche composite b) Maillage 3DSolid

Une comparaison des calculs numériques pour la détermination des modes critiques au sens d'Euler (Figure 3-19) et la visualisation des modes propres a permis de conclure à la similarité des deux approches. Le choix de rester sur une modélisation multicouche composite a été alors retenu pour l'ensemble des calculs de cette étude.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

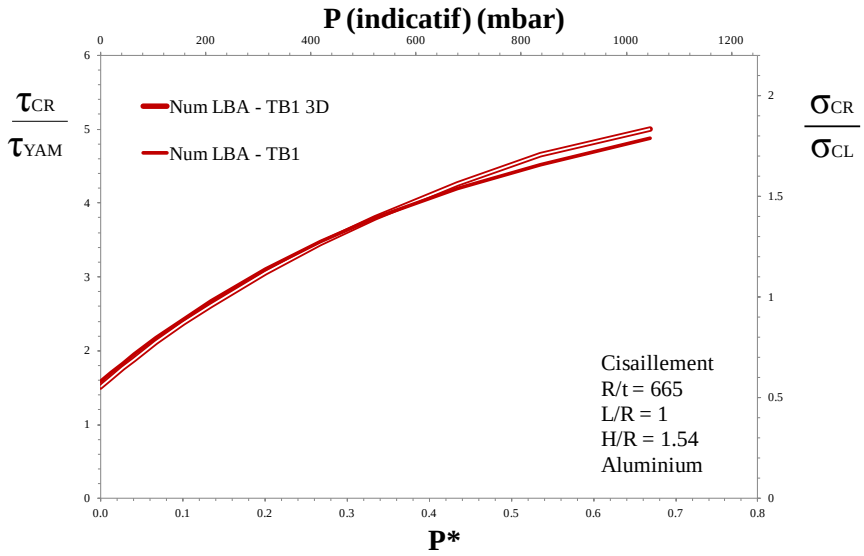


Figure 3-19. Composite/3DSolid - Contraintes critiques, PT, Aluminium-Polystyrène, R/t=665, L/R=1.

II.3.2. Chargement

Comme il a été précisé précédemment, l'étude numérique des essais de flambage se fait à partir de deux calculs ; le premier détermine la charge critique de bifurcation ainsi que les modes propres qui seront insérés dans le second calcul en tant qu'imperfections géométriques initiales afin de déterminer le comportement post-critique.

Ces deux calculs sont faits suivant le même processus constitué de deux étapes de chargement, en NonLinéarité Géométrique et Matériaux:

- Un pré-chargement statique de la coque, conditionné par l'effort normal de compression des équipements, ainsi qu'un effort surfacique sur les parois du cylindre et d'un effort normal de traction dit « effet de fond » du à la mise en pression du cylindre.

- La seconde étape consiste à appliquer l'effort transversal suivant le procédé de détermination de valeur propre BUCKLE ou de la branche post-critique STATIC RIKS.

II.3.3. Non linéarités

Tous les calculs numériques se font en Non Linéarité Géométrique et en Non Linéarité Matériau.

La Non Linéarité Géométrique se fait directement dans le paramétrage du calcul numérique, tandis que la Non Linéarité Matériau se fait avec un type de comportement déterminé. L'étude bibliographique et numérique à conduit à modéliser le comportement matériau réel avec la commande DEFORMATION PLASTICITY, il est obtenu en corrélation avec l'essai de traction afin de déterminer les différents paramètres. Le paragraphe I.2. du chapitre 4 détaille cette démarche.

Cette Non Linéarité Matériau s'applique sur l'ensemble des clinquants des différents matériaux utilisés y compris les matériaux isolants recouvrant les coques métalliques.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

III. Conclusion

Les centaines d'essais réalisés au laboratoire LGCIE depuis de nombreuses années ont permis d'acquérir un savoir faire et une maitrise certaine pour l'étude du flambage des coques minces. Les caractéristiques géométriques, de matériaux et de chargement sont à chaque fois vérifiées et contrôlées afin d'éviter les erreurs de dispersions et obtenir des résultats pertinents.

La fabrication du spécimen avec la méthode roulée-collée offre la possibilité de réaliser des coques en grand nombre et rapidement. Le gabarit de montage fait sur mesure aide alors à obtenir des coques identiques à géométrie contrôlée.

Le protocole d'essai mis en place durant ces trois années de travail permet d'avoir une continuité et une répétabilité des essais. Les bancs d'essais sont instinctivement vérifiés et contrôlés pour favoriser une parfaite analyse des comportement au flambage et une similitude avec les résultats numériques.

L'expérience du laboratoire sur les essais numériques confortent l'idée d'utiliser des éléments coques avec le logiciel ABAQUS. Le choix d'appliquer les éléments coques composite pour les essais numériques multicouches a été retenu face à l'approche 3D Solid qui demandent des calcul énergivores en temps pour des résultats similaires.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Chapitre 4:
ESSAIS EXPÉRIMENTAUX ET MODÉLISATIONS NUMÉRIQUES : RÉSULTATS ET INTERPRÉTATIONS

Comparativement aux cas plus classiques de la compression axiale, ou de la pression externe, relativement peu d'études expérimentales traitent du cisaillement des coques cylindriques. Dans le but d'avoir une base de comparaison pour les essais de coques multicouches, des essais sur coques simples sont effectués. Ils permettront de valider les procédures d'essais, de recaler les codes de calculs numériques sur les résultats expérimentaux, d'évaluer l'effet d'un matériau isolant de faibles caractéristiques mécaniques.

Le caractère expérimental a une place prépondérante dans ce travail de recherche. Ce chapitre expose l'ensemble des résultats obtenus ainsi que ceux issus de la simulation numérique. Il met en place, dans un premier temps, les outils nécessaires à une analyse cohérente des résultats, avec les comportements généraux observés, la caractérisation des matériaux et une caractérisation des défauts. Dans un second temps, la majorité des coques testées sont ordonnancées et analysées en fonction de différents cas de charges, de paramètres géométriques, matériaux pour lesquelles le collage d'une couche de matériau isolant léger peut influer sur le comportement de la structure.

I. Méthodologie expérimentale et numériques

Un peu moins de 220 coques ont été fabriquées puis testées selon les méthodes détaillées au chapitre 3. Un protocole expérimental a été mis en place pour les différentes étapes nécessaires au bon déroulement des essais et leur bonne analyse, au niveau de la caractérisation des matériaux utilisés, de la fabrication, de l'installation des essais mais aussi de l'exploitation des résultats et la vérification de la qualité des spécimens.

Les résultats de ces caractérisations et observations sont détaillés dans cette première partie afin de mieux comprendre l'analyse des différents cas qui suivront dans la deuxième partie.

I.1. Exploitation des essais

Les données enregistrées par les capteurs (description du banc d'essai partie I.4.3 du chapitre 3) sont sauvegardées puis exploitées afin de reproduire les courbes d'évolution de chargement/déplacement représentées Figure 4-1 et Figure 4-2.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

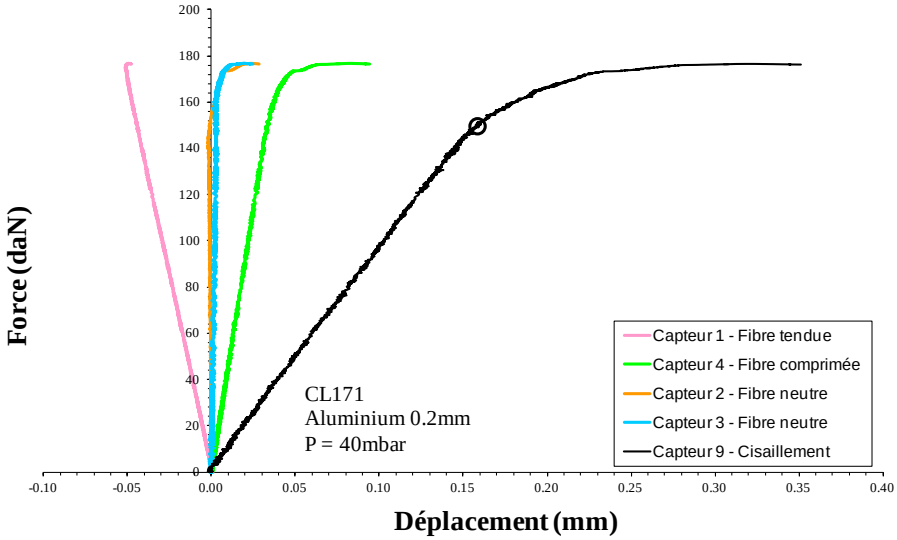


Figure 4-1. Courbes de chargement en cisaillement, PT, coque lisse, (R/t=665, L/R=1, H/R=1.54)

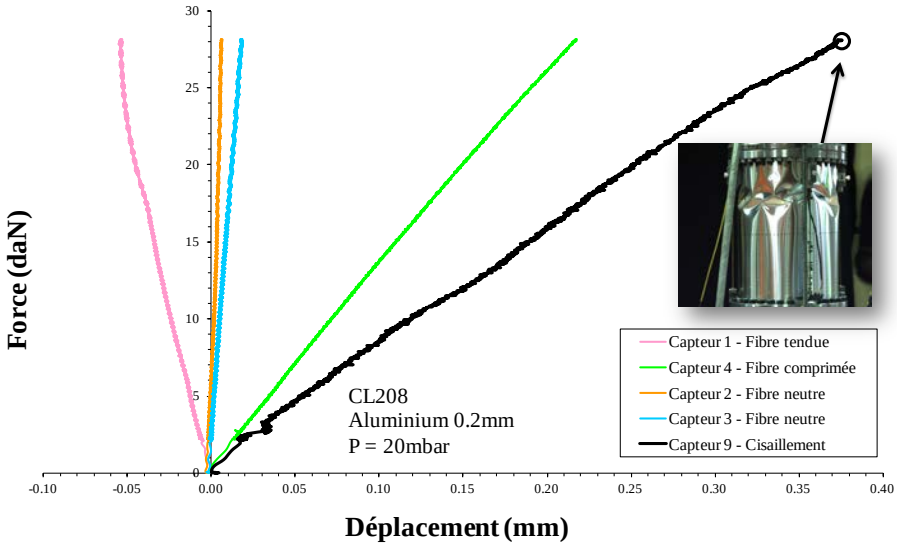


Figure 4-2. Courbes de chargement en flexion, PM, coque lisse, (R/t=665, L/R=2, H/R=13.54)

Sur les deux graphiques sont représentées 5 courbes, décrivant le comportement général de la structure jusqu'à sa ruine :

- Les deux courbes associées à la fibre neutre1 et la fibre neutre2, proviennent des capteurs verticaux positionnés sur les flans des coques, à 90° de part et d'autre du plan de chargement (Figure 4-3). Leur déplacement faible confirme que le moment de flexion est bien centré par rapport à la coque et symétrique dans le plan de chargement.
- Les deux courbes correspondant à la fibre tendue et fibre comprimée sont issues des capteurs verticaux positionnés dans le plan de chargement (Figure 4-3). Elles confirment la bonne symétrie du chargement dans son plan perpendiculaire, avec un déplacement négatif et positif, respectivement dû à la traction de la coque sur la fibre tendue et à l'écrasement sur la fibre comprimée. Les déplacements opposés confirment la présence d'un axe de pivot passant par les fibres neutres.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

- La dernière courbe la plus à droite (cisaillement) représente le déplacement horizontal de la frette supérieur de la coque, visuellement bien démarquée en sollicitation de cisaillement puisque le déplacement est dans ce cas 4 fois plus important que l'écrasement vertical de la fibre comprimée, démontrant que la rigidité en cisaillement est plus faible qu'en compression.

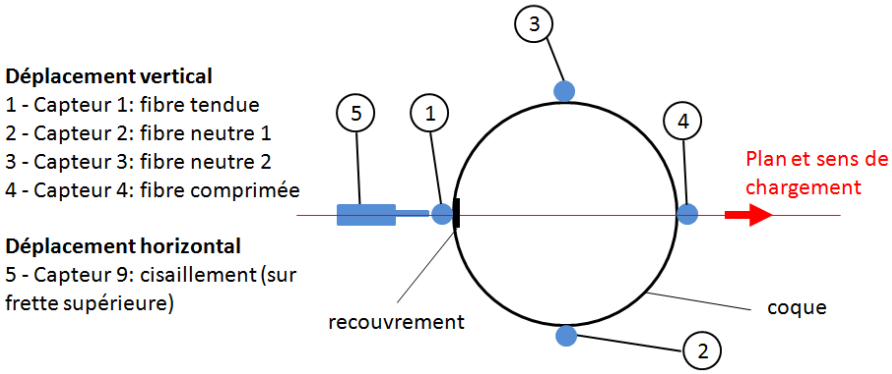


Figure 4-3. Position des capteurs de déplacement

La recherche des points de bifurcations et des charges limites se fait à partir de ces courbes, la charge limite étant liée au collapse soudain de la structure ou à la charge maximale supportée. Il est par contre plus difficile de déterminer précisément le point de bifurcation, il correspond généralement au changement de pente qui est systématiquement accompagné d'une augmentation rapide ou brutale du déplacement horizontal de la frette supérieure ou de l'écrasement de la coque. Grâce à l'analyse de ces courbes et l'analyse en correspondance des images capturées durant les essais, la coïncidence de l'apparition de légères cloques avec en général un changement de rigidité permet de déterminer les points de bifurcation et charges limites de manière plus sûre (illustration ci-après).

I.1.1. Flexion : comportement type

Le flambage des coques cylindriques minces en flexion à généralement un comportement post critique instable : l'évolution du chargement en fonction du déplacement emprunte une branche fondamentale linéaire jusqu'au point limite où la coque va flamber brutalement.

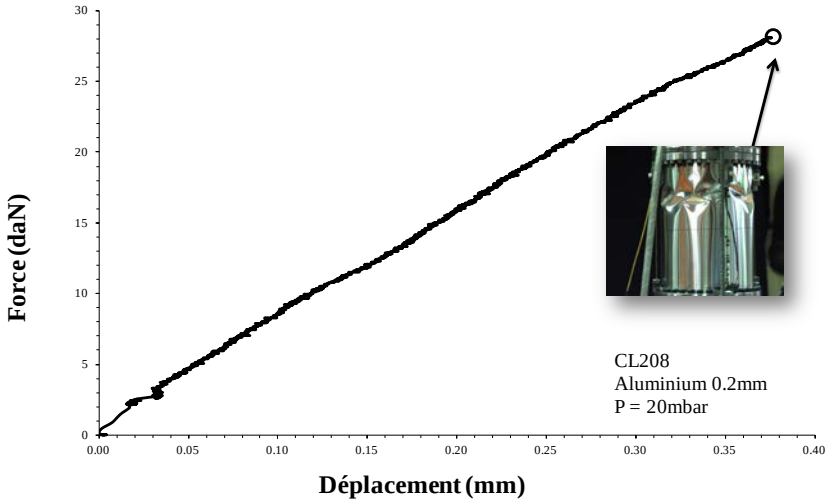


Figure 4-4. Evolution type d'un chargement PM, coque lisse, (R/t = 665, L/R = 2, H/R = 13.54).

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Les déformations après le collapse se caractérisent par des cloques en diamant, sur plusieurs rangées et localisées sur le demi cylindre en zone comprimée (Figure 4-5.a). Le mode critique de flambage issu de l'Analyse numérique LBA (Linear Bifurcation Analysis), est représenté par des cloques localisées sur la fibre comprimée et sur plusieurs rangées (Figure 4-5.b).

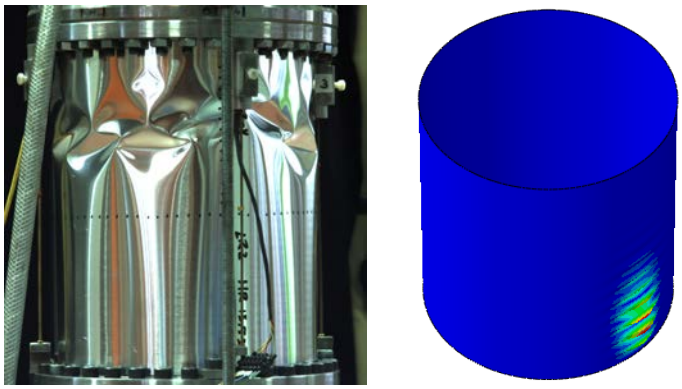


Figure 4-5. a) Mode critique, PM, CL208 b) Mode critique LBA, PM

I.1.2. Cisaillement : comportement type

Pour le cas du cisaillement, on a un flambage par bifurcation suivi d'un comportement post critique stable : après avoir suivi la branche fondamentale linéaire jusqu'au point de bifurcation, la courbe charge/déplacement décrit bien le changement de géométrie de la coque, avec l'apparition de cloques, en empruntant la branche secondaire stable jusqu'au point limite où la coque va s'effondrer.

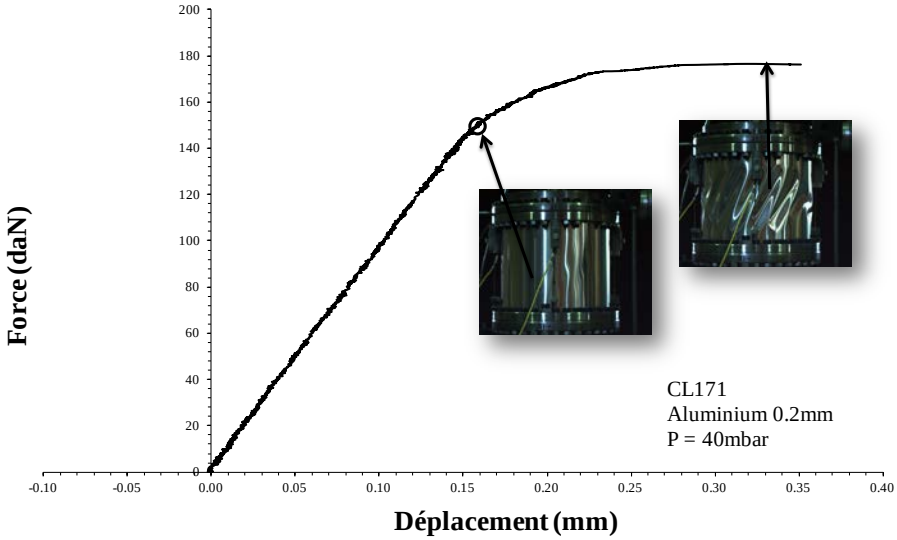


Figure 4-6. Evolution type d'un chargement PT, coque lisse, , (R/t=665, L/R=1, H/R=1.54).

Les déformations après la bifurcation puis le collapse se caractérisent par des plis inclinés d'environ 45°, et localisés sur les fibres neutres de chaque cotés de la coque (Figure 4-7b). Le mode de flambage obtenu numériquement est semblable aux observations expérimentales (Figure 4-7c).

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

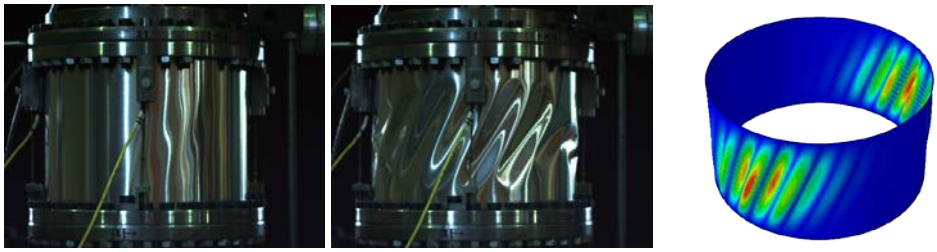


Figure 4-7. a) Apparition cloque bifurcation b) Mode critique, PT, CL171 c) Mode critique LBA, PT

I.1.3. Identification de la bifurcation

L'identification des points de bifurcation est faite à partir des courbes retraçant l'évolution de la charge transversale appliquée, en fonction du déplacement horizontal de la frette supérieure dans les cas de cisaillement, ou de l'écrasement de la fibre comprimée pour les cas de flexion. Trois types de comportement possibles, selon la qualité de la coque et la pression interne appliquée, ont été montrés dans le chapitre bibliographique, et sont rapidement repris ici:

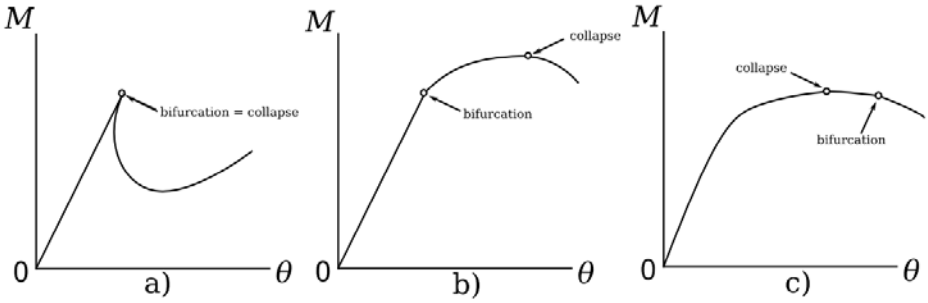


Figure 4-8. Types de comportements de flambage d'une coque

Dans les deux premiers cas, la charge de bifurcation est aisément identifiable, contrairement au troisième où il est plus difficile de déterminer le lieu de la bifurcation d'équilibre. Ce comportement est observé lorsque la coque comporte des défauts importants qui tendent à "adoucir" le comportement, ou lorsque la pression interne est importante, générant une contrainte circonférentielle de traction qui vient freiner le collapse brutal de la coque.
Généralement, le point de bifurcation annonce le changement de pente de la courbe de l'essai expérimental et coïncide avec l'apparition de cloques sur la coque. Si le point de bifurcation n'est pas clairement identifiable, l'ensemble des courbes, issues des autres capteurs de déplacement ainsi que les images enregistrées pendant l'essai, aident à le localiser.

I.1.4. Identification du collapse

Certains essais mettent en évidence une bifurcation suivie d'une branche post-critique initialement instable, puis stable lorsque le chargement de flexion continue d'augmenter. Dans d'autres cas, il n'y a pas de chute de la capacité portante, l'écrasement et le moment croissent jusqu'au collapse :

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

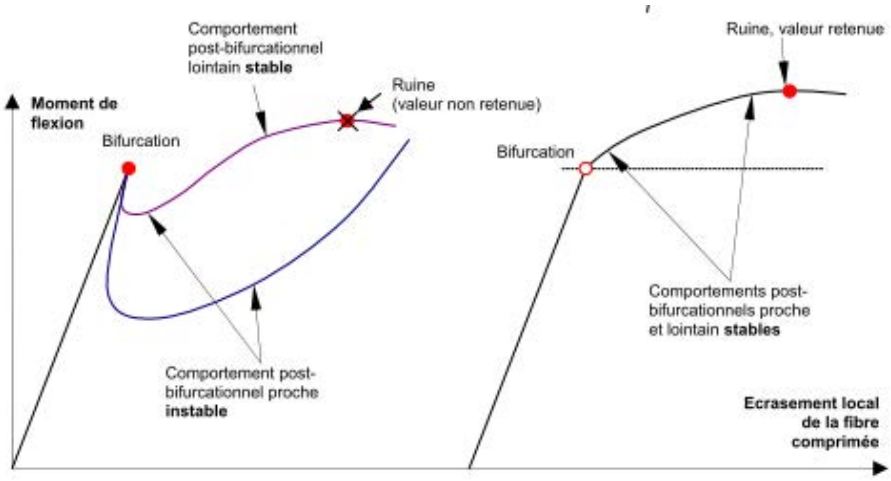


Figure 4-9. Identification de la charge de ruine

Dans le premier cas, c'est la charge de bifurcation qui est retenue comme la charge de collapse, et la contrainte maximale est considérée pour le second cas.

I.1.5. Etat de contraintes du spécimen

L'interaction flexion/cisaillement est un état de contraintes qui apparaît couramment sur les problèmes réels. Les structures son bien souvent soumises à un effort tranchant (vent, séisme), créant ainsi une combinaison de flexion et de cisaillement, auxquels est rajouté le poids propre de la structure en compression qu'il convient de quantifier.

En règle générale, les spécimens sont alors soumis à l'action des plusieurs chargements P, N, M, T qui génèrent les contraintes de membrane suivantes (contraintes comptées positives en compression, négatives en traction) :

$$\sigma_\theta = -\frac{P.R}{t}, \quad \sigma_p = -\frac{P.R}{2.t}, \quad \sigma_N = \frac{N}{2.\pi.R.t},$$

$$\sigma_M = \frac{M}{\pi.R^2.t} = \frac{T.H}{\pi.R^2.t}, \quad \sigma_T = \frac{T}{\pi.R.t} \qquad (1$$

<u>Etat de contrainte en flexion</u>

Dans le cas de la flexion, la contrainte maximale se situe sur la face avant de la coque, et s'exprime par une compression maximale résultante suivante:

$$\sigma\{P,N,M\} = \sigma_p + \sigma_N + \sigma_M = -\frac{P.R}{2.t} + \frac{N}{2.\pi.R.t} + \frac{M}{\pi.R^2.t} \qquad (2$$

S'il est considéré que la pression interne n'appartient pas au torseur des efforts extérieurs, la contrainte maximale de compression générée par les seuls efforts extérieurs vaut :

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

$$\sigma\{N,M\} = \sigma_N + \sigma_M = \frac{N}{2.\pi.R.t} + \frac{M}{\pi.R^2.t} \qquad (3$$

C'est la valeur de cette contrainte qui sera généralement utilisée pour tous les résultats présentés dans la suite, lorsqu'ils seront soumis à de la flexion. Cette contrainte sera divisée par la contrainte classique de flexion σ_{CL} (détaillée dans le paragraphe II.2.2. du chapitre 2), afin d'avoir une comparaison directe avec la contrainte théorique et une normalisation des résultats pour tous les types de géométries et matériaux utilisés.

$$\sigma_{CL} = \frac{1}{\sqrt{3(1-\upsilon^2)}}\frac{Et}{R} \qquad (4$$

Etat de contrainte en cisaillement

La contrainte de cisaillement maximale est quant à elle sur le coté de la coque, et s'exprime par le cisaillement simple:

$$\sigma_T = \frac{T}{\pi.R.t} \qquad (5$$

Cette valeur de contrainte sera utilisée pour tous les résultats de cisaillement présentés dans la suite. Cette contrainte sera divisée par la contrainte de YAMAKI [YAM84] τ_{YAM} (détaillée dans le paragraphe III.3.2. du chapitre 2), pour comparaison avec la contrainte théorique et une normalisation des résultats pour tous les types de géométries et matériaux utilisés.

$$\tau_{YAM} = k_T(Z).\frac{\pi^2.E}{12.(1-\upsilon^2)}.\left(\frac{t}{L}\right)^2 \qquad (6$$

I.2. Caractérisation des matériaux

Les essais sont faits sur des spécimens de matériaux différents, commandés chez des fabricants sous forme de feuillards métalliques et conditionnés en rouleaux de plusieurs mètres de longueur. En cours d'utilisation de chaque rouleau (début, plusieurs zones intermédiaires et fin) sont prélevées 4 éprouvettes normalisées afin de déterminer les caractéristiques des matériaux utilisés selon la méthode expliquée dans le chapitre précédent.

Près d'une vingtaine de rouleaux ont été commandés pour notre campagne d'essais. Le protocole de caractérisation des matériaux est identique pour tous les clinquants; ce premier point est illustré par l'étude d'un feuillard métallique en aluminium référencé E1 et d'épaisseur 0.2mm, et par une éprouvette en liège d'épaisseur 3.6mm référencée A2 pour la protection thermique.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

I.2.1. Essai de traction

Coque: Caractérisation des matériaux métalliques

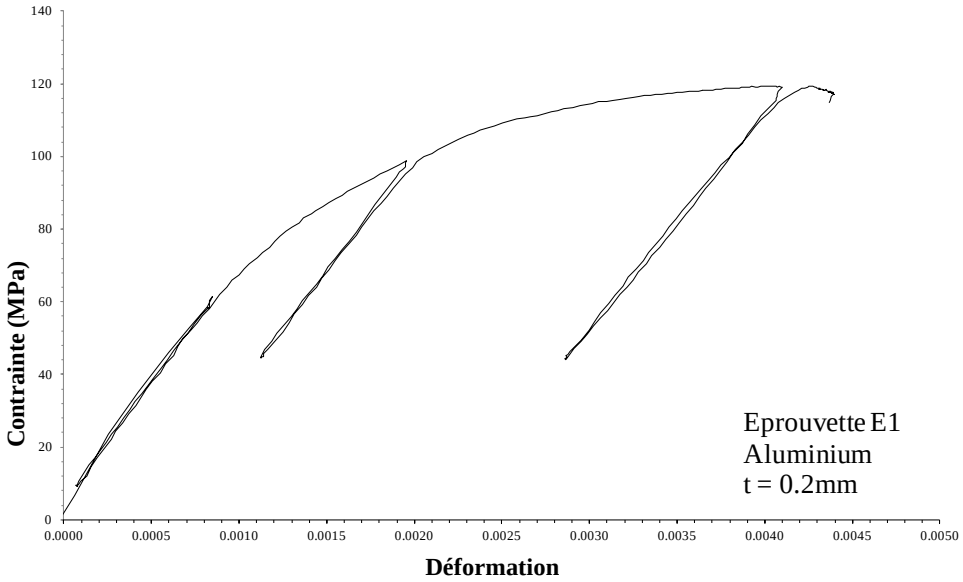


Figure 4-10. Caractérisation des matériaux - Essai de traction type (Eprouvette Aluminium 0.2 E1)

Ce premier graphique reprend la loi matériau d'une feuille métallique en aluminium. L'ensemble des éprouvettes métalliques donnent un comportement similaire, la limite de linéarité est basse et elle est suivie par un écrouissage doux et ductile, mais avec de très faibles déformations amenant à une limite conventionnelle à 0.2% élevée.

L'essai de traction sur chaque éprouvette est décomposé en 3 cycles de chargement, la pente mesurée pour chacun de ces cycles donne une valeur de module d'YOUNG; chaque matériau se voit alors attribuer un module d'YOUNG correspondant à la valeur moyenne mesurée sur ses 4 éprouvettes. Au fur et à mesure de l'utilisation des rouleaux de clinquant, les échantillons prélevés permettent d'ajuster le module d'Young pour le calcul des contraintes des coques testées.

Protection thermique: Caractérisation des matériaux isolants

Les matériaux polystyrène et liège sont caractérisés suivant le même principe. Les éprouvettes de forme identiques aux éprouvettes métalliques sont découpées elles aussi en début, points intermédiaires et fin de rouleaux. Il est impossible de coller des jauges de déformation sur ces matériaux isolants, la méthode de chargement reste cependant la même mais l'essai se fait cette fois ci avec une machine de traction beaucoup plus sensible; elle exerce des efforts plus faibles, et mesure le déplacement des mords avec une meilleur précision pour le traduire ensuite en déformation. Les mords sont alors serrés plus délicatement, mais suffisamment pour éviter tout glissement lors de l'essai.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

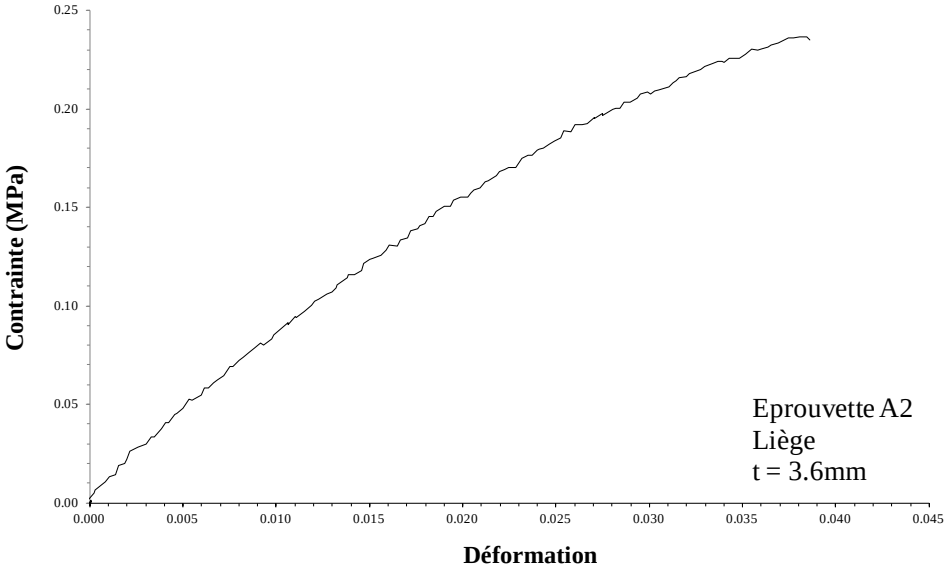


Figure 4-11. Caractérisation des matériaux - Essai de traction type (Eprouvette Liège 3.6mm A2)

Ce graphique représente l'exemple d'un essai de traction sur le matériau isolant liège d'épaisseur 3.6mm. La valeur du module d'YOUNG retenue correspond à la moyenne des pentes obtenues sur les quatre éprouvettes. Les courbes du matériau polystyrène présentent sensiblement le même comportement. Les résultats obtenus sont rassemblés dans le Tableau 1 ci-après.

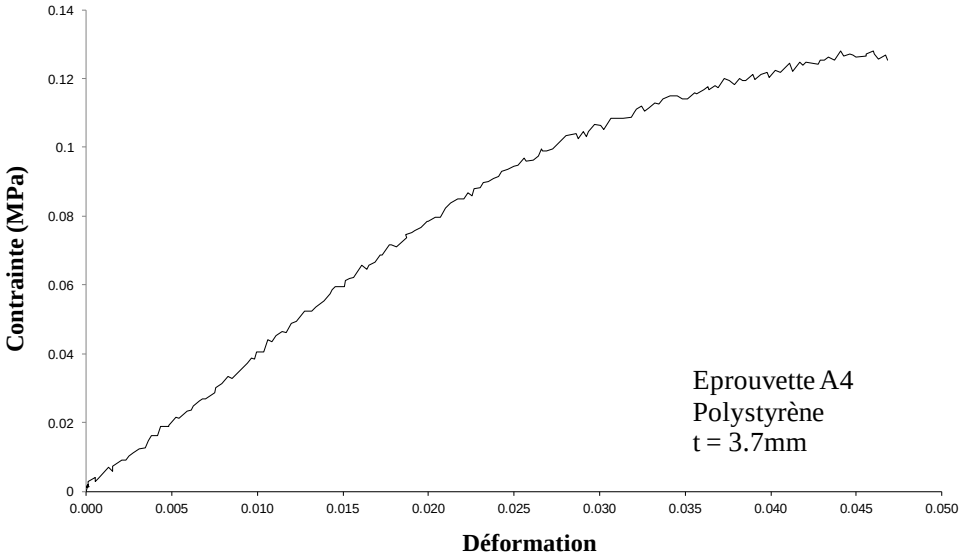


Figure 4-12. Caractérisation des matériaux - Essai de traction type (Eprouvette Polystyrène 3.7mm A4)

<u>Bilan: Caractérisation des matériaux</u>

Les modules d'YOUNG retenus pour l'ensemble des clinquants et isolants sont rassemblés dans le Tableau 1. Les modules E_l et E_θ représentent respectivement le module d'YOUNG pris dans la largeur du rouleau (correspondant au sens vertical de la coque) et le module d'YOUNG pris dans la longueur du rouleau.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Tableau 1. Modules d'YOUNG retenus en MPa

Aluminium				Cuivre				Acier inox		
Clinquant	E_l	E_θ		Clinquant	E_l	E_θ		Clinquant	E_l	E_θ
Alu 0.20 D	67000	67000		Cu 0.10 F	135000	135000		Ac 0.10 C	200000	165000
Alu 0.20 E	70000	70000		Cu 0.10 J	135000	135000		Ac 0.10 D	194000	163000
Alu 0.20 F	60000	56000		Cu 0.10 L	116000	13000		Ac 0.10 E	192000	169000
Alu 0.20 G	67000	70000		Cu 0.10 M	131000	131000				
Alu 0.20 H	67000	67000		Cu 0.15 K	130000	13000				
				Cu 0.15 N	129000	129000				
Polystyrène*				Cu 0.20 H	135000	134000		Liège*		
Clinquant	E_l	E_θ		Cu 0.30 I	132000	128000		Clinquant	E_l	E_θ
Poly 3.7 A	3.2	3		Cu 0.30 O	133000	133000		Li 3.6 A	6	3

Comme le montre le Tableau 1, de légers écarts des modules d'YOUNG ont été constatés d'un feuillard à l'autre alors que le matériau est identique, ces différences sont dépendantes des caractéristiques des matières premières variables utilisées par le fabricant. Ces valeurs différentes sont bien entendu prises en compte dans les calculs pour les coques correspondantes.

La méthode de fabrication des feuillards par laminage crée parfois une anisotropie plus ou moins importante, le matériau peut alors avoir un comportement plus raide dans la partie dans le sens de la hauteur (dont les caractéristiques servent de référence) que dans la longueur du clinquant. A.DA-SILVA [DAS10] à repris un calcul théorique avec la loi de HOOKE anisotrope et montre que l'anisotropie diminue la contrainte théorique de flambage mais qu'elle reste faible dans la plupart des cas. Comme pour ses valeurs de module d'YOUNG (puisque les mêmes feuillard sont utilisés ici), une certaine anisotropie est remarquable sur les feuillards en acier-inox, tout comme sur le matériau liège ; dans ce cas, la valeur la plus forte du module d'YOUNG à été retenue pour le calcul des contraintes, assurant des résultats conservatifs vis à vis des contraintes théoriques.

I.2.2. Paramétrage numérique

Pour chaque essai expérimental de traction, un comportement matériau numérique lui a été associé. L'étude bibliographique a montré que la charge critique, même s'il est difficile de la relier précisément aux cas élastoplastiques, dépend fortement de la forme de la loi matériau utilisée, et est bornée par les résultats obtenus pour σ_L et $\sigma_{0.2}$.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Lois matériaux

La mise en place du comportement matériau dans le code numérique peut se faire de différente manière. Quatre modèles de matériaux sont donnés ci dessous (M, Me, Mep, Mep0.2), et sont adaptés ensuite aux courbes caractéristiques de traction, un exemple est détaillé sur le feuillard en Acier d'épaisseur 0.1mm référencé C.

- M : la loi réelle, provenant de l'approximation du comportement élastoplastique via la formule de RAMBERG-OSGOOD en une dimension donnée par la formule suivante (Source ABAQUS):

$$\varepsilon = \frac{\sigma + \alpha.\left(\frac{|\sigma|}{\sigma_0}\right)^{(n-1)}.\sigma}{E} \quad \text{où} \quad \begin{array}{c} \alpha \text{ est l'offset "plastic"} \\ \sigma_0 \text{ est la contrainte limite d'élasticité} \\ \text{n raideur } (n > 1) \end{array} \qquad (7$$

- M_e : loi élastique parfaite de même module d'YOUNG E que M

- M_{ep} : loi élastoplastique parfaite ayant pour contrainte maximum σ_e correspondant à la limite de linéarité réelle de M

- $M_{ep0.2}$: loi élastoplastique parfaite ayant pour contrainte maximum $\sigma_{0.2}$ correspondant à la limite de linéarité à 0.2% réelle de déformation.

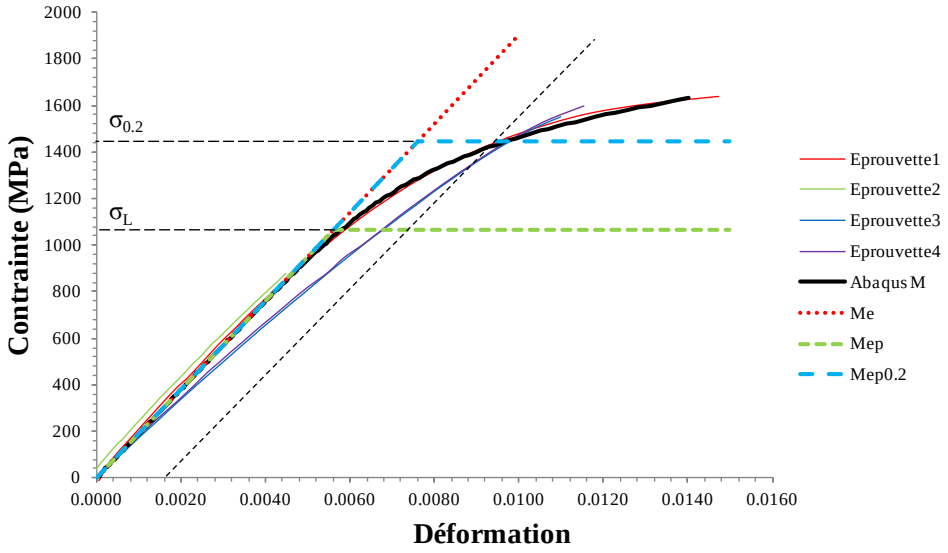


Figure 4-13. Lois matériaux - Essai de traction type (Eprouvette Acier 0.1 C)

Les 4 lois matériaux sont insérées dans le graphique ci-dessus avec les essais de traction réalisés sur 4 éprouvettes en acier d'épaisseur 0.1mm.
Le flambage des coques cylindriques multicouches dans le domaine plastique n'est pas un point particulièrement visé dans ce travail de recherche, il a été cependant décidé de prendre en compte, pour l'ensemble des calculs numériques la Non Linéarité Matériau. Ainsi, la loi de comportement du matériau M, proprement calé jusque la déformation 0.2 et du fait de sa bonne corrélation avec les essais expérimentaux est systématiquement prise en compte dans tous nos calculs à l'aide du code ABAQUS.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

I.3. Imperfections géométriques

Les coques cylindriques sont connues pour avoir une certaine sensibilité aux défauts, qui peuvent êtres liés à la qualité de la feuille métallique utilisée ou à la présence de défauts locaux induits lors de la fabrication de la coque ou de sa mise en place dans le banc. Ces défauts initient des déformations ou des contraintes internes importantes qui peuvent impliquer une chute de résistance.

Le flambage des coques en flexion est réputé très sensible aux défauts alors que le flambage en cisaillement est beaucoup moins touché; la vérification d'une bonne qualité des coques par la mesure de géométrie est alors une démarche nécessaire pour une bonne appréhension et analyse des résultats d'essais.

I.3.1. Mesure de géométrie

Chaque spécimen fabriqué manuellement au sein du laboratoire possède des imperfections géométriques initiales qui lui sont propres et qui peuvent être nuisibles pour le comportement au flambage. Quelques années auparavant, les mesures étaient faites très précisément avec un automate à des moments déterminés pendant l'essai ; n'ayant plus le matériel, la démarche ici est de visualiser les zones de flambage et déceler une éventuelle imperfection qui serait néfaste, et ainsi comprendre un résultat inattendu.

André DA-SILVA [DAS10] a identifié l'amplitude générale des défauts, qui sont dû principalement à la qualité intrinsèque du feuillard métallique et au soin avec lequel il est manipulé. Les clinquant de 100 microns d'épaisseurs sont beaucoup plus fragiles, et laissent apparaitre des ondulations, avec des imperfections d'amplitudes pouvant atteindre 1.5 fois l'épaisseur ($A/t \leq 1.5$), alors qu'elles restent inférieure à 0.2 ($A/t \leq 1.5$) pour des coques plus épaisses comme 300 microns.

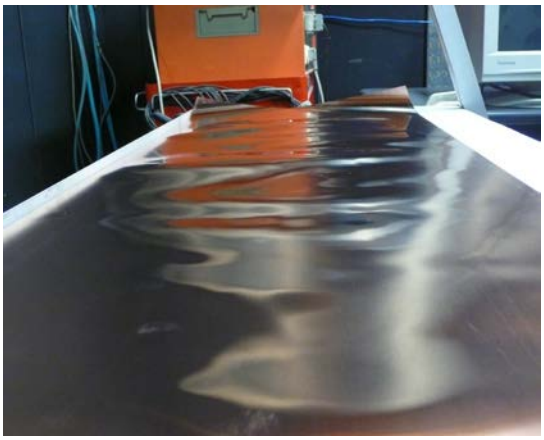
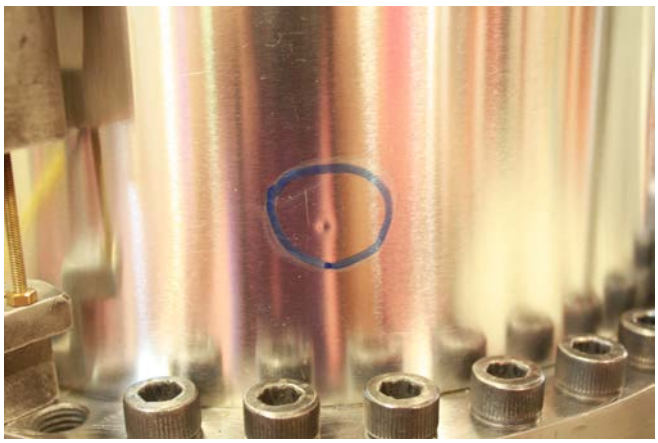



Figure 4-14. a) Défaut initial. Cuivre t = 0.1mm b) Défaut local de fabrication. Aluminium t = 0.2mm

Les caractéristiques matériaux modifient aussi la qualité des coques: le feuillard en acier comporte peu, voire pas de marques visibles, de par sa haute limite d'élasticité (A/t « local » maximum égal à 0.5), malgré son épaisseur faible (100microns), tandis que les feuilles de cuivre, plus ductiles, présentent de fortes ondulations de part la fabrication par laminage (Figure 4-14 a).
La fabrication de la coque reste un point important sur sa qualité, où un défaut local est fait lors de la manipulation des clinquants (Figure 4-14 b), ou de collage qui peut apparaitre sur

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

les frettes avec une amplitude qui peut atteindre 10 fois l'épaisseur, et qui peut s'avérer plus ou moins néfaste en fonction de sa position.

La Figure 4-15 représente la géométrie d'une coque en cuivre, d'épaisseur 0.1mm, relevée à l'aide du banc d'essai (présenté dans le chapitre 3) et traité afin d'obtenir une surface globale plane avec les défauts. De nombreuses ondulations apparaissent, à la fois dans la hauteur et sur la circonférence de la coque. Des imperfections d'amplitude pouvant atteindre 1.5 fois l'épaisseur en zone courante sont communes. Le recouvrement crée bien évidemment une forte perturbation dans la géométrie, en combinant une double épaisseur de clinquant, colle, scotch et déformations de fabrication.

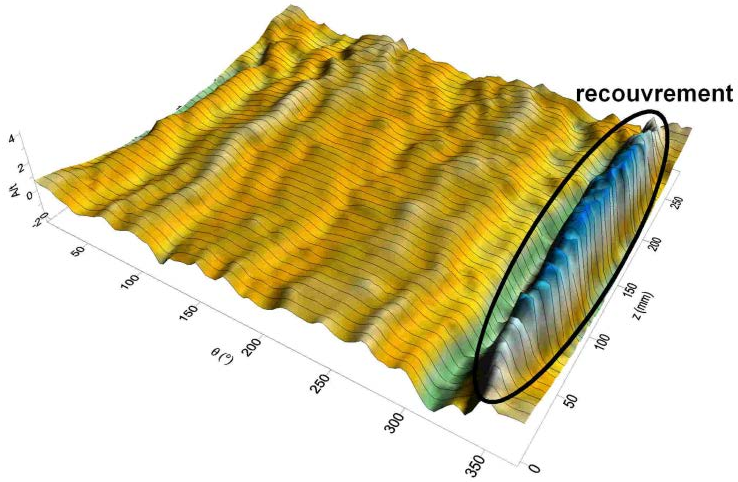


Figure 4-15. Imperfection géométrique - Géométrie d'une coque en cuivre (R/t=1330, L/R=2) (CL57)

La méthode utilisée pour la mesure des défauts consiste à effectuer un relevé de la géométrie au moyen d'un capteur capacitif ou laser, sans contact, afin de mesurer l'amplitude des imperfections initiales propres à chaque spécimen. Les mesures de parallèles (Figure 4-16) et de génératrices (Figure 4-17) dans les zones les plus sollicitées sont relevées à l'aide du banc détaillé au chapitre 3.

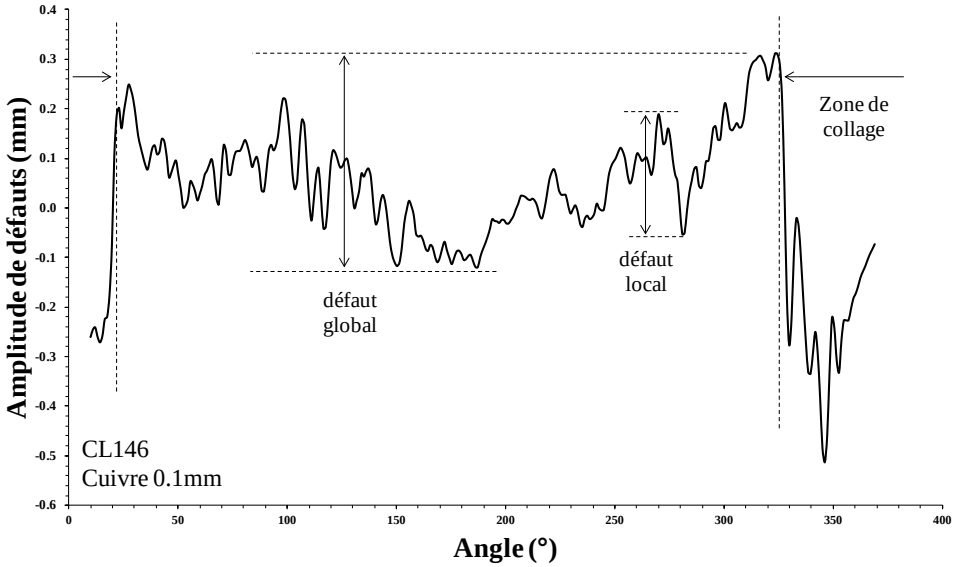


Figure 4-16. Imperfection géométrique - Mesure de la géométrie sur une parallèle

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Deux types de défauts, globaux (ondulations) et locaux (marques localisés, poinçons..) sont identifiés sur les courbes. La mesure de génératrices permet d'appréhender la présence d'ondulations axisymétriques :

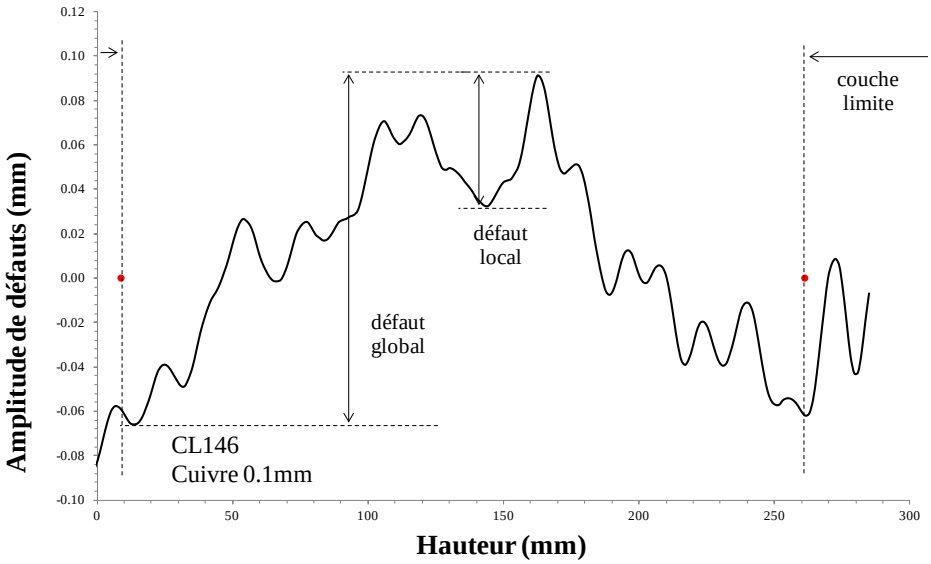


Figure 4-17. Imperfection géométrique - Mesure de la géométrie sur une génératrice

Les relevés de ces deux exemples donnent des amplitudes de défaut global A/t de 4 sur une parallèle et 1.6 sur une génératrice, et des amplitudes de défauts locaux A/t respectivement de 0.6 et 2. En s'appuyant sur les critère de qualité de l'EUROCODE 3 (précisé partie V.3 du chapitre 2), la méthode de fabrication actuelle « roulée-collée » induit des coques de qualité « normale » (classe C) en flexion, voire « excellente » (classe A) dans ce cas du cisaillement. Ces résultats sont issus d'une coques en cuivre de fine épaisseur (0.1 mm) spécialement choisie car particulièrement sensible aux défauts, selon la qualité et l'épaisseur du feuillard, ce qui signifie que l'ensemble des coques fabriquées avec des feuillards plus épais, ou de matériaux moins "fragiles" peuvent être considérées comme des coques de qualité "élevée" (classe B) à "excellentes" (classe A) face à la précision de fabrication du réservoir cryogénique.

I.3.2. Imperfection géométrique sur modèle numérique

Lors d'une analyse numérique, les défauts réels évoqués juste avant ne sont généralement pas modélisés. Cependant, grâce aux capteurs et à l'enregistrement de la géométrie de chaque coque, l'ensemble des points peuvent être transférés sur logiciel de calcul par éléments finis afin d'en générer le plus fidèlement possible une coque virtuelle. Cette solution de calcul n'a pas été exploitée, puisque le but est de modéliser de manière simple les coques cylindriques pour un comportement au flambage pour un éventuel dimensionnement.

Les calculs numériques sont fait avec le logiciel et code ABAQUS. Une coque parfaite est créée et un défaut initial lui est injecté. Il permet d'obtenir la charge critique et la branche d'équilibre après bifurcation (partie II. du chapitre 3) avec la technique de pilotage utilisée (méthode de RIKS) qui permet de trouver un chemin post critique proche des comportements expérimentaux.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Les recherches bibliographiques montrent que le défaut d'EULER reste le plus pénalisant ; aux modèles numériques à géométrie parfaite sont alors insérés ces défauts, issus des déformations provenant d'un premier calcul de Mode critique issus de l'analyse LBA (BUCKLE) (partie II. du chapitre 3), pour une Analyse en Non-linéarité Géométrique et Matérielle avec Imperfection (RIKS). Que ce soit en flexion ou cisaillement, une coque témoin testée expérimentalement à pression nulle sert de référence pour la détermination de l'amplitude des imperfections colinéaires au premier mode de bifurcation LBA.

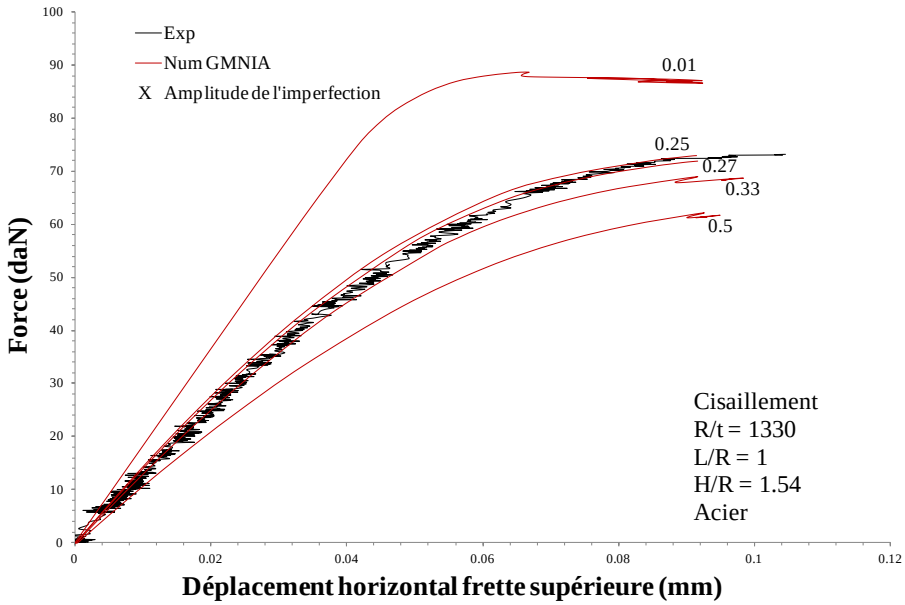


Figure 4-18. Amplitude de l'imperfection - Calage numérique GMNIA sur essai expérimental PT, Acier, P = 0mbar.

Le graphique Figure 4-18 montre les résultats de recherche de l'amplitude de l'imperfection normée à 1. Elle est obtenue par dichotomie de calculs numériques menés en Non Linéarité Géométrie et Matériau. La valeur retenue pour cette coque témoin en acier, d'épaisseur 0.1mm et testée à pression nulle, sera de 0.27 puisque les résultats du calcul GMNIA "collent" à l'essai expérimental.

Nous adoptons la même démarche numérique pour déterminer un défaut représentatif, pour les essais menés sur d'autres géométries ou avec d'autres matériaux mais l'amplitude retenue sera toujours celle évaluée à pression nulle..

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

II. Résultats d'essais et observations sur coques lisses et multicouches

Cette seconde partie regroupe l'ensemble des résultats obtenus. L'étude s'est concentrée principalement sur le cisaillement de coques cylindriques multicouches de géométries et matériaux variés, pour lequel de nombreuses coques cylindriques lisses ont été testées dans un premier temps pour être directement comparées à des coques identiques recouvertes d'un matériau léger isolant. Des essais en flexion viendront compléter l'étude et permettront d'analyser le cas de l'interaction flexion/cisaillement.

Plusieurs points d'étude sont abordés, dans lesquelles les courbes caractéristiques de chaque coque testée à différentes pressions ou différents cas de chargements sont présentées. Les résultats expérimentaux des nombreux essais sur coques cylindriques lisses puis sur coques cylindriques recouvertes d'une protection thermique sont alors analysés.
Le pilotage en force implique un déplacement important de la frette supérieure de la coque, jusqu'au contact de la butée, et engendre alors un état post-critique très dégradé, avec des cloques dont l'amplitude est de l'ordre de 30 à 40 fois l'épaisseur; chaque essais sera illustré par une photo de ce mode critique final au moment de la ruine. Une visualisation plus globale est ensuite proposée à l'aide des contraintes critiques de flambage correspondant à l'apparition des premières cloques annonçant la perte en efficacité portante de la structure.

En parallèle, ces analyses feront appel à une comparaison avec les résultats des calculs numériques en Non-linéarité Géométrique et Matériau avec Imperfection GMNIA (RIKS chapitre 3) menés sur coque imparfaite, ou en simple calcul de bifurcation d'Euler LBA (BUCKLE chapitre 3) sur coque parfaite. Les courbes des calculs GMNIA sont tracées tel que le dernier point retenu correspond à la contrainte maximale observée et précédant une chute brutale de résistance (cf. Figure 4-9).

Il faut retenir que les coques testées présentent des imperfections géométriques plus ou moins importantes, ce qui justifie la différence avec les essais numériques réalisés sur coques parfaites. Elles ne sont néanmoins pas endommagées; chaque essai consiste alors à tester une coque unique jusqu'à sa ruine et d'en déterminer la charge maximale pouvant être supportée.

Les spécimens ayant tous des caractéristiques matériaux (module de YOUNG E) et géométriques (R/t, H/R, L/R) variables, les résultats sont généralement présentés dans un système de coordonnées adimensionnalisées, insérées dans différents graphiques utilisant généralement les notations ou systèmes de coordonnées suivantes (sauf indication):

- déplacement horizontal ou écrasement vertical de la frette supérieure de la coque (axe des abscisses)
- τ/τ_{YAM} représente la contrainte totale de cisaillement normée à la contrainte de YAMAKI [YAM84], sur l'axe des coordonnées principal (axe vertical à gauche).
- σ/σ_{CL} représente la contrainte totale de flexion normée à la contrainte classique, sur l'axe des coordonnées secondaire (axe vertical à droite). σ prend en compte la contrainte due au moment de flexion et à l'effort normal exercé sur la coque, cependant l'effet de fond n'est pas intégré à ces ratios.
- P* est la pression adimensionnelle

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

II.1. Effet de la protection thermique sur les coques non pressurisées

Cette première partie à pour vocation d'analyser et comparer les résultats d'essais expérimentaux et de calculs numérique réalisés sur des coques cylindriques lisses et multicouches non pressurisées. La protection thermique utilisée sur les lanceurs et un matériau léger, ayant de très bonnes caractéristiques thermiques mais de faibles caractéristiques mécaniques comparés à celles de la structure métallique. L'analogie de la protection thermique sur les modèles réduits est faite avec deux matériaux: polystyrène et liège conditionnés en feuilles d'épaisseur 3.7 et 3.6mm. Les essais présentés ici vont permettre d'introduire l'ensemble des résultats de ce chapitre car ils recensent les différents géométries, les matériaux et les cas de charges utilisés pour toutes les coques testées au sein du laboratoire. La pression interne insérée dans les coques est nulle, l'effet de la protection thermique sur les coques fines est alors directement mis en évidence.

Ce travail de recherche s'est focalisé principalement sur des cas de charges de cisaillement, quelques essais en flexion ont été réaliser afin de compléter l'étude et identifier l'interaction flexion cisaillement.

II.1.1. Protection thermique sur coques sollicitées en cisaillement

Les coques testées dans le cas de charge de cisaillement, en tant que coque lisse puis coque identique recouverte d'une protection thermique sont présentés et analysés dans ce paragraphe. Coques métalliques en aluminium, acier ou cuivre, de géométrie L/R = 0.5, 1 et 2 et R/t = 665 et 1330 recouvertes du matériau isolant en polystyrène identifié TB1, ont toutes la particularité d'être testées à pression interne nulle et sont rassemblées dans les graphiques suivant.

<u>Courbes contraintes/déplacement: Coque lisse et Multicouche, Expérimental.</u>

Les courbes de 10 essais pertinents sont présentées en Figure 4-19. Les évolutions en trait fin sont les résultats d'essais sur coques simples, tandis que celles en trait épais sont des coques testées de manière identiques mais recouvertes d'une feuille de polystyrène d'épaisseur 3.7mm collée à l'aide d'une bande adhésive double face.

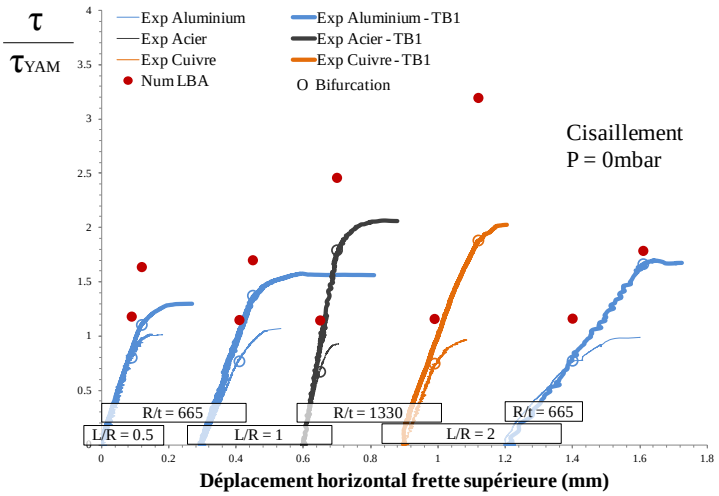


Figure 4-19. Effet de la protection thermique - Courbes expérimentales, PT.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

L'ensemble des courbes présentent une évolution de contrainte par rapport au déplacement horizontal de la frette supérieure, dans un premier temps parfaitement linéaire jusqu'à une bifurcation d'équilibre clairement identifiable sur les courbes et indiqué par un cercle. Cette bifurcation d'équilibre n'engendre pas de chute de la capacité portante de la coque mais dirige l'évolution vers un comportement post-critique stable avec un accroissement progressif de charge puis se termine sur un long plateau. Ce plateau illustre de grands déplacements horizontaux et des déformations importantes avant le collapse global de la structure. Chaque essai est arrêté après le collapse, lorsque la coque vient s'appuyer sur sa butée de protection.

L'ajout de protection thermique sur les coques non pressurisées ne vient pas modifier le comportement général, mis à part une tendance à allonger la branche post-critique stable.

Les contraintes critiques expérimentales des coques lisses sont de l'ordre de 0.7 τ_{YAM} ce qui les qualifie "d'excellentes" selon l'EUROCODE3. Le premier constat est que la protection thermique augmente clairement la capacité portante des coques; le gain apporté varie alors en fonction de la géométrie de la coque et sera alors quantifié par la suite. Les contraintes critiques dépassent maintenant les 1.1 τ_{YAM} pour la coque aluminium courte (L/R=0.5)et atteint 1.88 τ_{YAM} pour la coque en cuivre.
Sur le graphique ont été ajouté des points rouges correspondant aux contraintes critiques de bifurcation au sens d'Euler, obtenues par calcul numérique linéaire LBA. La contrainte critique ramenée à la contrainte de YAMAKI reste la même pour les coques lisses de part le caractère adimensionnalisant (environ 1.16), elle évolue cependant en présence d'isolant (3.19 τ_{YAM}) puisque ses caractéristiques ne sont pas prises en compte par YAMAKI. Les valeurs sont au dessus des contraintes critiques expérimentales, du fait que le calcul soit linéaire et sur coques parfaites.

On ne peut pas encore conclure sur l'effet du matériau (de la coque et de l'isolant) et nous avons une première idée de l'effet de la géométrie. Ces deux points seront abordés plus précisément dans les parties II.4. Effet de la géométrie sur les coques multicouches et II.5. Effet du matériau sur les coques multicouches.

Modes critiques: Lisse, Expérimental et Numérique.

Des photos prises durant les essais et des images issus des calculs numériques permettent de comparer les modes critiques obtenus.

Tous les modes post-critiques présentent ici des cloques inclinées à environ 45 degrés sur les parties latérales des coques (1ère ligne) et se propagent de part et d'autre et sur toute la hauteur de la coque. De larges "pointes de diamant" (2ème ligne) se forment en zone comprimée. Les longueurs d'onde axiale et circonférentielles sont alors très grande en absence de pression interne.

Les résultats des simulations numériques donnent des modes critiques de bifurcation LBA obtenus par calcul BUCKLE, les déformées des premiers modes critiques de bifurcation générées au niveau de la charge maximale atteinte sont présentées sur la 3ème ligne. Elles offrent la même évolution que pour les essais expérimentaux: de larges cloques sur les flans latéraux, et inclinées d'environ 45 degrés.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

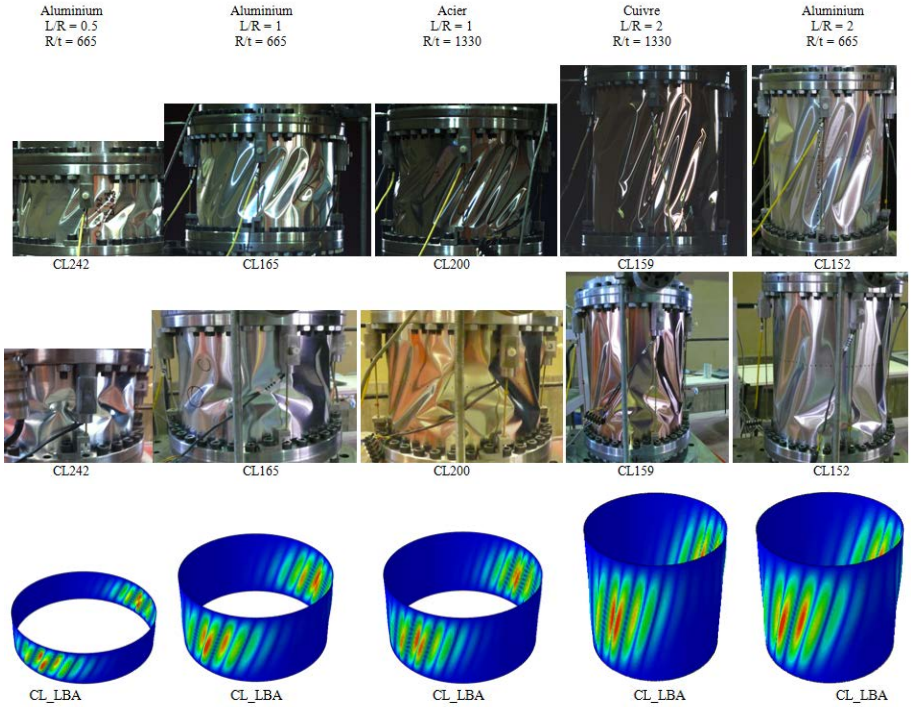


Figure 4-20. Effet de la protection thermique - Modes critiques expérimentaux fibre neutre (1ère ligne), fibre comprimée (2ème ligne) et modes critiques LBA (3ème ligne), PT, coques lisses.

<u>Modes critiques: Multicouche, Expérimental et Numérique.</u>

La même démarche es effectuée sur les coques multicouches, recouvertes d'une feuille de polystyrène:

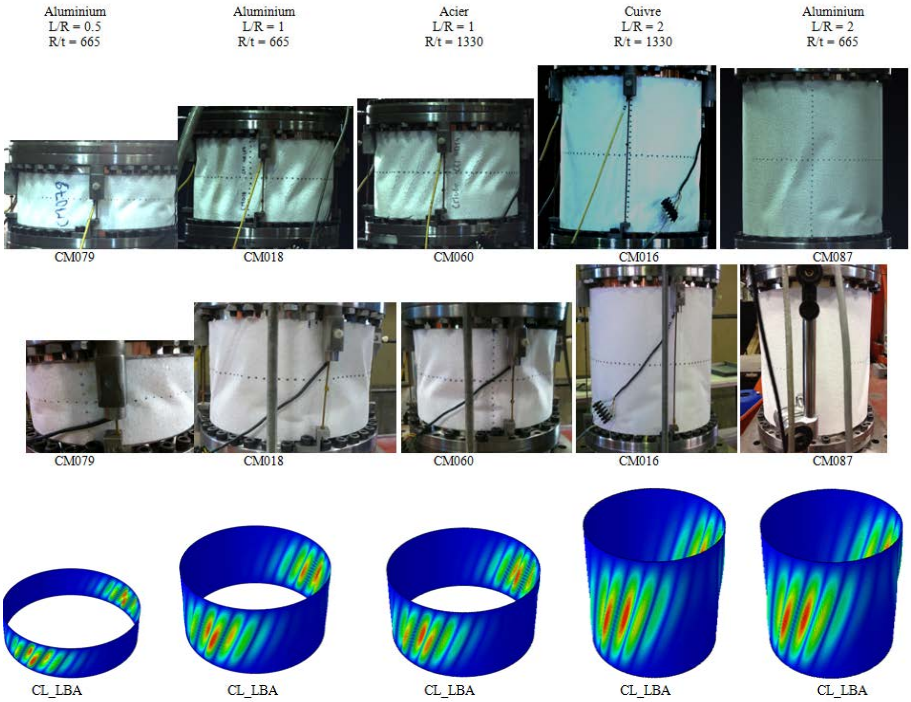


Figure 4-21. Effet de la protection thermique - Modes critiques expérimentaux fibre neutre (1ère ligne), fibre comprimée (2ème ligne) et modes critiques LBA (3ème ligne), PT, coques multicouches.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Les modes critiques obtenus sont, pour la plupart des essais, de même type que sur les coques lisses: de larges cloques sur les flans latéraux, et inclinées d'environ 45 degrés. La coque multicouche en acier d'épaisseur 0.1mm a des cloques de longueur d'onde circonférentielle plus courte. Les cloques sur les coques dites longues (L/R = 2) ont quant à elles disparues et se sont concentrées dans la partie basse de la zone comprimées. Les déformées numériques sont quasi identiques que sur les coques lisses, et ne reprennent pas les observations faites sur le déplacement des modes.

Gain apporté par la protection thermique: Coque lisse et Multicouche, Expérimental et Numérique.

Suite à l'analyse des courbes de "chargements/déplacement horizontal frette supérieure", les gains apportés par la protection thermique sont présentés ci-dessous, du point de vue expérimental avec des coloris différents pour chaque matériau, avec le point de vue numérique associé:

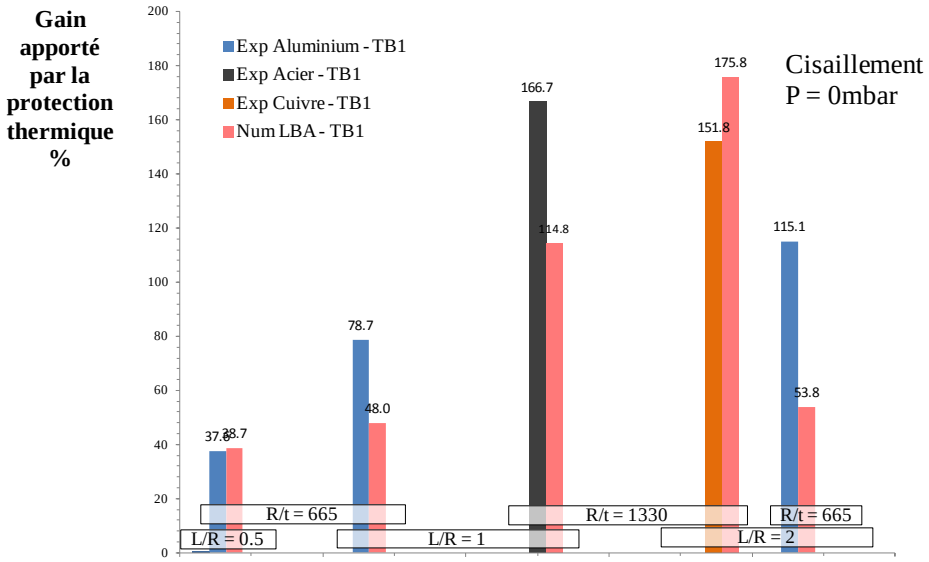


Figure 4-22. Effet de la protection thermique - Gain de protection thermique, PT.

Ce graphique montre que la protection thermique, malgré ses faibles caractéristiques mécaniques, peut apporter dès 37% de résistance en plus pour la coque en aluminium courte (L/R = 0.5) jusque 166% pour la coque fine en acier de longueur L/R = 1. Les gains numériques suivent corroborent ces observations avec respectivement 38.7 et 134% pour monter jusque 175% d'apport de résistance pour la coque en cuivre d'épaisseur 0.1mm. Cette tendance inversée de la coque en cuivre provient très certainement des défauts initiaux du feuillard qui induisent une baisse de résistance de la coque réelle.
La différence expérimental/numérique est due à la qualité de la coque, choisie comme parfaite pour la calcul numérique alors que les coques réelles présentent des défauts et peuvent se comporter différemment. Le gain est déterminé à partir du résultat de l'essai sur coque lisse, qui, malgré la fiabilité du banc d'essai et la qualité de la fabrication peut varier légèrement d'une coque à l'autre.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

II.1.2. Protection thermique sur coques sollicitées en flexion

Le moment de flexion est généré par un effort tranchant appliqué sur un mât solidaire de la frette supérieure de la coque, à une hauteur H telle que, pour cette étude, le rapport H/R est égal à 13.54. Rappelons que d'après l'étude bibliographique, lorsque le rapport H/R devient supérieur à 10.5, le mode est alors purement de type flexion.
Moins d'essais ont été réalisés en ce qui concerne le flambage en flexion. L'analyse sur deux types de coques en aluminium et cuivre de longueur L/R = 2 à pression interne nulle est détaillée ci dessous:

Courbes contraintes/déplacement: Coque lisse et Multicouche, Expérimental.

Le graphique utilise les mêmes codes de représentation de précédemment. Les courbes en flexion représentent les évolutions de la contrainte au droit de la fibre comprimée (axe des ordonnées à droite) en fonction de l'écrasement vertical de cette même fibre (axe des abscisses), pour le cas des coques lisses (traits fins) et des coques multicouches (traits épais).

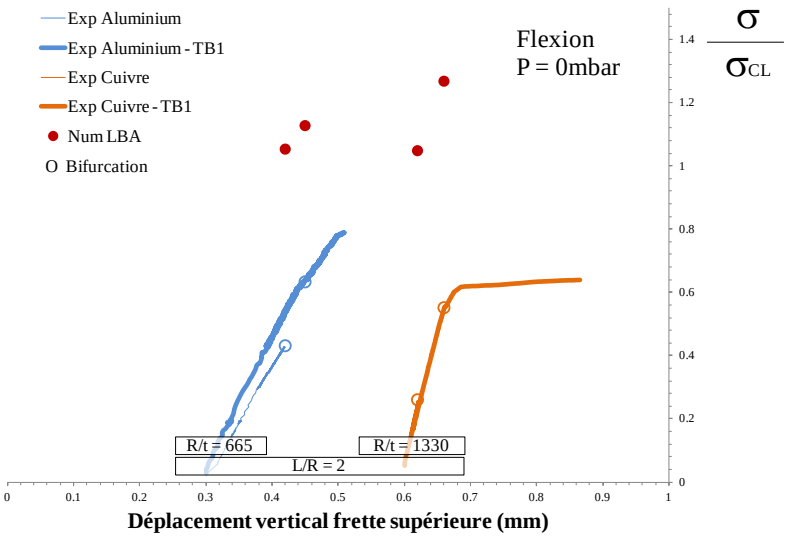


Figure 4-23. Effet de la protection thermique - Courbes expérimentales, PM, L/R=2.

D'après André DA-SILVA [DAS10], les essais en flexion présentent généralement un comportement pré-critique linéaire qui s'achève par une bifurcation d'équilibre (indiquées par un cercle sur la figure), entrainant une branche bifurquée instable. Dans ces cas de figure, le point de bifurcation traduisant le cloquage est confondu avec le collapse de la structure. Les essais sur coque multicouche (trait fort) ont leur comportement post-critique modifié: une bifurcation apparait au moment de la formation de cloques dans la zone comprimée et le chargement suit une branche post-critique stable pour finir par un collapse pour la coque multicouche en aluminium et pour un long plateau en grandes déformations pour la coque multicouche en cuivre.
Il est difficile de conclure avec deux essais, le changement de rigidité de la coque aluminium est très certainement du à un défaut de collage, et le clinquant de la coque en cuivre possède des défaut initiaux (cf. partie I.3.1.) néfastes dans le cas de flambage en flexion; ce dernier essais à été répété 3 fois afin de vérifier la reproductibilité des nos résultats en présence de défauts importants. Ces essais détaillées dans la partie II.8.5. montrent que le banc d'essai est très fiable.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Les contraintes critiques expérimentales des coques lisses sont entre 0.26 et 0.43 σ_{CL} ce qui les rend moins bien que "normales" au sens l'EUROCODE3 pour la flexion. Les coques multicouches ont des contraintes critiques qui dépassent quant à elles 0.55 et 0.63 σ_{CL} pour les coques aluminium et cuivre.

Les contraintes critiques numériques LBA des coques lisses sont supérieures à σ_{CL} (1.05 σ_{CL}) et atteignent 1.11 et 1.27 pour les coques multicouches. Ces valeur sont bien plus hautes car elles sont issues de calculs sur coques parfaites.

Malgré cela, il est encore une fois clairement montré que la protection thermique augmente la capacité portante des coques.

Modes critiques: Lisse et Multicouche, Expérimental et Numérique.

Les photos prisent après le collapse des coques ainsi que les déformées des modes critiques de bifurcation LBA sont présentés ci dessous pour les coques lisses et multicouches:

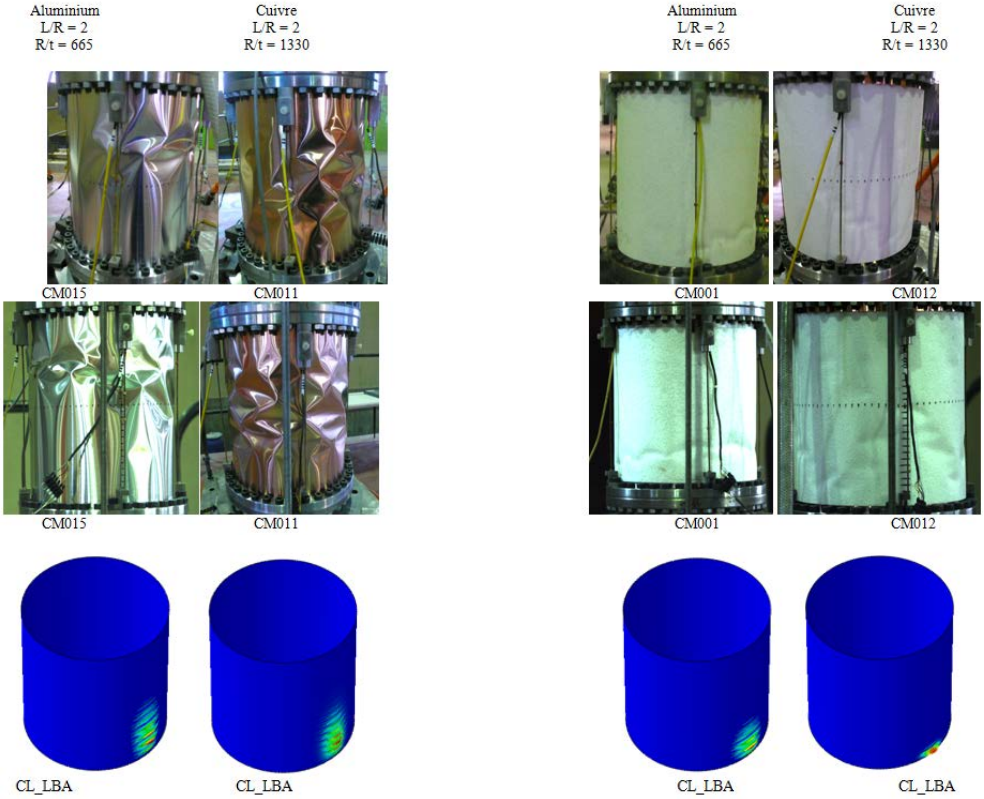


Figure 4-24. Effet de la protection thermique - Modes critiques expérimentaux fibre neutre (1ère ligne), fibre comprimée (2ème ligne) et modes critiques LBA (3ème ligne), PM, coques lisses et multicouches.

Que ce soit sur coques lisses ou multicouches, les cloques se concentrent sur la fibre comprimée pour le chargement en flexion. Une grande différence se révèle cependant: de larges cloques en pointes de diamant, sur toute la hauteur de la coque ou en partie supérieure se sont formées pour les coques lisses, alors qu'elles sont de taille réduite et se concentrent en partie basse de la fibre comprimée en présence d'isolant. La protection thermique modifie ici le mode critique de flambage.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Gain apporté par la protection thermique: Coque lisse et Multicouche, Expérimental et Numérique.

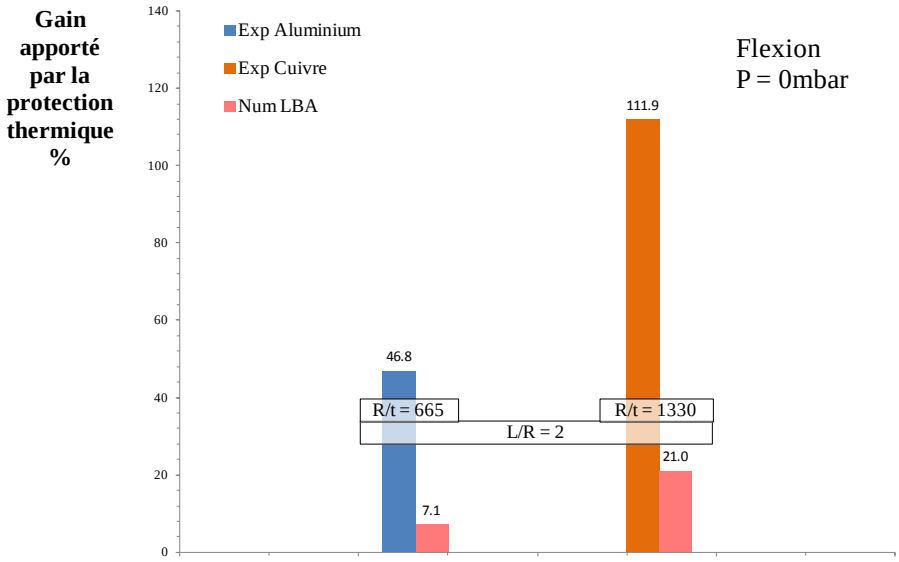


Figure 4-25. Effet de la protection thermique - Gain de protection thermique, PM.

Ce graphique montre que la protection thermique apporte un gain de résistance qui atteint les 47% pour l'aluminium et va doubler la capacité portante de la coque en cuivre. Les résultats numérique LBA ne sont pas aussi optimistes et donnent un gain de 21% pour la coque en cuivre.
Les gains sont toujours basés sur les contraintes critiques des coques lisses, les valeurs sont donc à prendre avec précaution.

II.1.3. Influence du matériau isolant

L'effet de la protection thermique à été analysé jusque maintenant sur des coques multicouches recouvertes d'une feuille de polystyrène (TB1) d'épaisseur 3.7mm et collée à l'aide de ruban adhésif double face. Un second isolant en liège (TB2) d'épaisseur 3.6mm à lui aussi été utilisé pour une campagne d'essais de cisaillement sur coques en acier.

Les évolutions de contrainte par rapport au déplacement horizontal de la frette supérieure des coques lisses et multicouches (polystyrène et Liège) sont propres au flambage par cisaillement: un comportement parfaitement linéaire jusqu'à une bifurcation d'équilibre clairement identifiable sur les courbes et indiqué par un cercle suivi par une branche post-critique stable avec un accroissement progressif de charge puis se termine sur un plateau avant le collapse.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

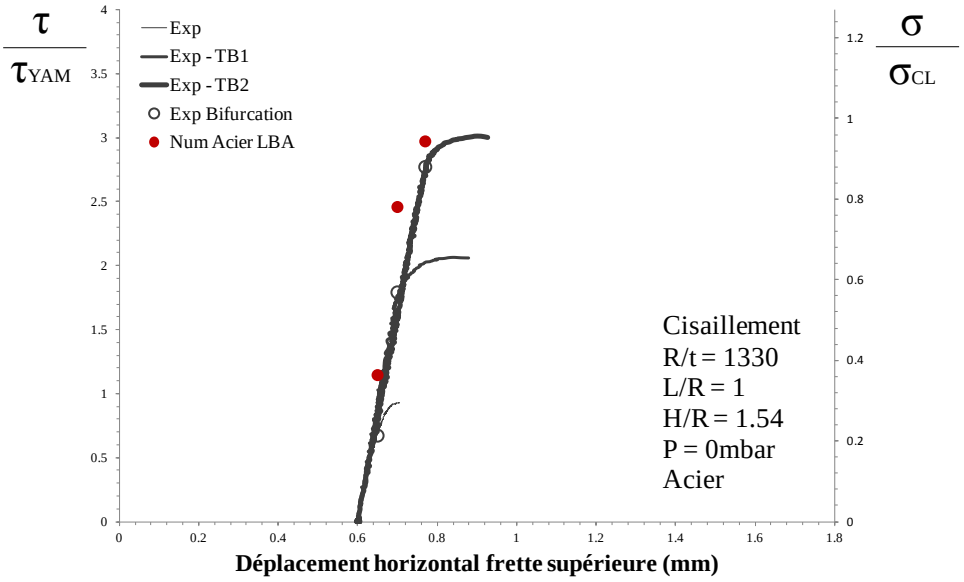


Figure 4-26. Effet de la protection thermique - Courbes expérimentales, PT.

Les essais de tractions décris dans la partie I.2.1. ont donné des modules d'YOUNG similaires pour le polystyrène et le liège (respectivement 3.2 et 6 Mpa) et négligeables comparé aux modules d'YOUNG des matériaux métalliques utilisé pour les coques. L'apport du liège est néanmoins supérieur à celui du polystyrène puisque que l'on atteint 2.77 contre 1.79 τ_{YAM}. Le liège est plus rigide au touché et moins cassant que le polystyrène, ses propriétés en flexion et compression peuvent être la cause de cet écart.

Les contraintes numériques de bifurcation au sens d'Euler suivent malgré tout cette tendance alors que seuls le module d'YOUNG est entré dans le calcul. Le module d'YOUNG du liège qui est le double du module d'YOUNG de l'aluminium, les résultats de calcul montre alors que la variation de ce paramètre a un rôle important sur la résistance de la structure malgré sa valeur presque négligeable devant les caractéristiques de la structure métallique.

II.1.4. Bilan sur l'effet de la protection thermique sur coques non pressurisées

Ces quelques essais réalisés sur des coques non pressurisées et soumises à une sollicitation de cisaillement ou de flexion montrent que la protection thermique de faible caractéristiques mécaniques augmente clairement la capacité portante des coques.

Les relations de contrainte déformation proposées dans la partie II.2 Théorie des coques minces du Chapitre 2 Etat de l'art, font ressortir avec la loi de HOOKE pour un matériau élastique isotrope les deux rigidités dites de membrane et de flexion C et D:

$$C = \frac{E.t}{1-\nu^2} \qquad \text{et} \qquad D = \frac{E.t^3}{12.\left(1-\nu^2\right)} \qquad (8$$

Les forces et moments admissibles par les coques sont dépendant de ces deux rigidités.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

La rigidité de membrane sera prédominante à la rigidité de flexion dans le cas des coques minces du fait de la prise en compte de l'épaisseur t et t^3.
Cette tendance est inversée (D > C) dès que t devient supérieur à √12 soit t > 3.46mm. Ceci est alors vérifié expérimentalement lorsque l'on colle sur les coques minces les feuilles isolantes de polystyrène ou de liège d'épaisseur 3.6mm.

La protection thermique inhibe alors les premiers modes de flexion, la rigidité de membrane n'est plus critique et passe le relais à la rigidité de flexion. Ceci explique l'augmentation de résistance des coques avant la bifurcation en présence de protection thermique mais aussi la diminution de longueur d'onde circonférentielle (observée sur la coque multicouche en acier d'épaisseur 0.1mm qui présente des cloques de collapse plus courte.

La protection thermique vient aussi modifier l'évolution de la branche post-critique. Le caractère instable de la branche post-critique peut devenir stable grâce à la rigidité du matériau isolant qui empêche la coque de s'effondrer brutalement.

Les essais présentés dans cette partie sont fait sur des coques non pressurisées de différents matériaux (aluminium, acier, cuivre), différentes géométries (L/R=1 et 2, R/t=665 et 1330) et différentes sollicitations (cisaillement et flexion). Certains essais ont été répété plusieurs fois afin de vérifier la reproductibilité des nos résultats (détaillées dans la partie II.8.5.). La protection thermique améliore la résistance de ces coques mais a-t-elle la même influence si ces paramètres sont modifiés?
L'étude du comportement au flambage des coques cylindriques multicouches en fonction de ces différents paramètres est alors proposée dans la suite de ce chapitre.

II.2. Effet de la pression interne sur les coques multicouches

De nombreux essais expérimentaux et numériques réalisés dans ce travail de recherche en partenariat avec André DA-SILVA ont été présentés dans son travail de thèse [DAS10] dans l'optique de présenter l'effet de la pressurisation interne de coques cylindriques sollicitées en flexion et cisaillement. Ces résultats sur l'effet de la pression ne seront pas repris dans cette étude, néanmoins deux campagnes d'essais ont été largement complétées par la suite dans ce sens: les coques sont en aluminium et acier, de rapport L/R = 1 et sollicitées en cisaillement avec des pressions internes plus importantes.

II.2.1. Cisaillement sur coques Aluminium-Polystyrène: Z = 647

Comme il a été mentionné dans la bibliographie du chapitre 2, YAMAKI [YAM84] a été le seul à effectuer des essais combinant pression interne et cisaillement PT, cas souvent ramené à la torsion du point de vue de l'analyse. L'interaction est cependant plus complexe, et une étude expérimentale a semblé être nécessaire afin de mieux comprendre les mécanismes de déclenchement d'instabilités en présence d'une protection thermique.

Courbes contraintes/déplacement: Coque lisse et Multicouche, Expérimental.

Parmi les 32 essais réalisés sur des coques en aluminium et d'épaisseur 0.2mm, les courbes de 25 essais pertinents sont présentées en Figure 4-27. Les évolutions en trait fin sont les

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

résultats d'essais sur coques simples, tandis que celles en trait épais sont des coques testées de manière identiques mais recouvertes d'une feuille de polystyrène d'épaisseur 3.7mm collée à l'aide d'une bande adhésive double face.

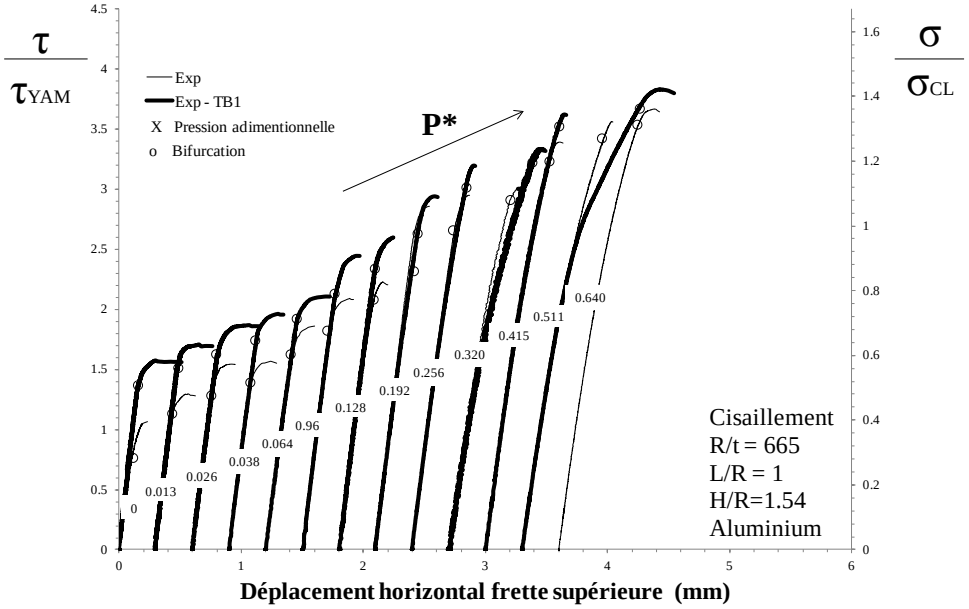


Figure 4-27. Effet de la pression - Courbes expérimentales, PT, Aluminium-Polystyrène, R/t=665, L/R=1.

L'évolution de la capacité portante est fortement influencée par la pression interne : les pressions internes testées sont de manière croissante de 0, 20, 40, 60, 100, 150, 200, 300, 400, 500, 650, 800 et 1000 mbar, donnant respectivement une valeurs de pression adimensionnelle P* indiquée sur chaque courbe.

A pression faible ou modérée P* < 0.2 (P < 300mbar), après un comportement précritique parfaitement linéaire, une bifurcation d'équilibre est clairement identifiable sur la courbe charge/déplacement horizontal (indiqué par un cercle sur la figure) et n'engendre pas de chute de la capacité portante de la coque. A partir de ce point, le comportement post-critique est stable avec un accroissement progressif de charge puis forme un long plateau. Les coques subissent de grands déplacements horizontaux et des déformations importantes avant le collapse global de la structure.
Lorsque la pression adimensionnelle est importante, le point de bifurcation et la branche post-critique est difficilement identifiable. Chaque essai est poussé jusqu'a la ruine, et s'arrête lorsque la coque vient s'appuyer sur la butée de protection. Le déplacement horizontal total de la frette supérieure est important, et la pente de la courbe diminue progressivement. Ce phénomène est dû à un problème de conditions aux limites; en effet nous avons pu apercevoir grâce aux photos prises durant l'essai, que la coque soumise à un tel chargement glissait très légèrement de la frette au niveau du collage.

La protection thermique ne modifie pas le comportement général de la coque ; elle augmente clairement la capacité portante des coques et allonge la branche post-critique stable. Du fait des charges importantes des essais à haute pression, (P = 500mbar et 800mbar), le glissement des coques au niveau du collage est ici aussi présent, le déplacement horizontal s'accentue sans distinguer clairement la bifurcation, elle sera évaluée néanmoins au moment de la diminution plus "visuelle" de résistante. Plusieurs essais à 1000mbar ont été lancés mais n'ont

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

malheureusement pas aboutis, la résistance de la colle étant trop faible pour ce cas de charge, les coques se sont arrachées en cours d'essai.

Courbes contraintes/déplacement: Lisse et Multicouche, Numérique.

Une série d'essais numériques, en Non Linéaire Géométrique et Matériau avec Imperfections GMNIA (Méthode de RIKS détaillée dans le Chapitre 3 et étalonnage précisé dans la partie I.3.2. de ce Chapitre), a été réalisée dans les mêmes conditions que les essais expérimentaux.

Les évolutions des ratios de contraintes τ/τ_{YAM} en fonction du déplacement de la frette supérieure sont données sur le graphique Figure 4-28 suivant, le dernier point retenu pour chacun de ces essais numérique correspondant à la contrainte maximale observée précédant une chute brutale de résistance:

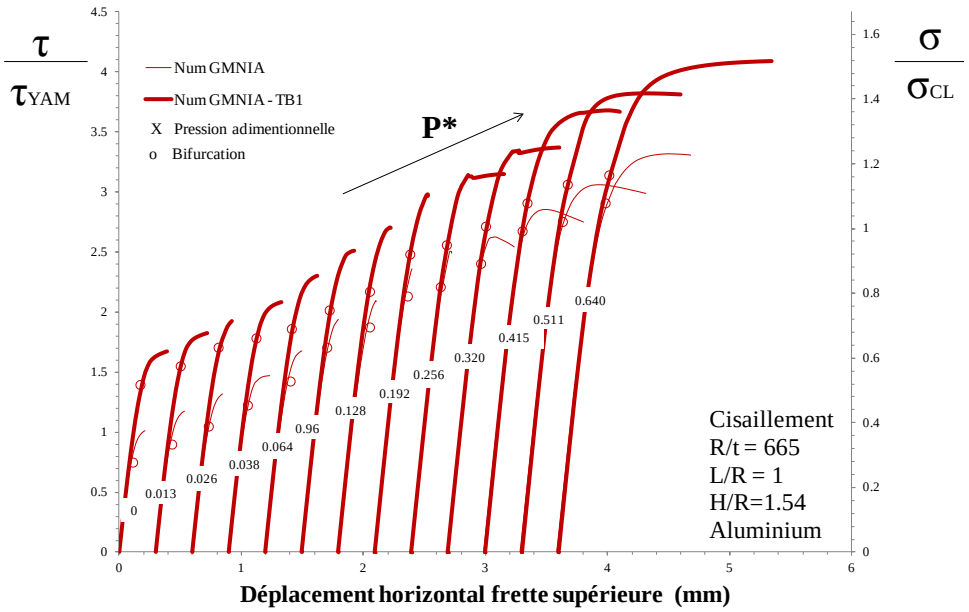


Figure 4-28. Effet de la pression - Courbes numériques, PT, Aluminium-Polystyrène, R/t=665, L/R=1.

Tout comme les essais expérimentaux, l'évolution de la capacité portante est fortement influencée par la pression interne. Un comportement pré-critique linéaire est bien présent avant une accélération du déplacement vertical de la frette supérieure typique du comportement post-critique stable. Similairement à la Figure 4-27, la bifurcation, déterminée visuellement à la fin de la phase linéaire et au moment du changement de pente est indiquée par un cercle. En haute pression, P* > 0.2 (P > 300mbar), une chute de capacité portante apparait pour les coques lisses (trait fin) et les coques recouvertes de protection thermique (trait fort).

La protection thermique ne modifie pas le comportement général de la coque ; elle augmente clairement la capacité portante des coques et allonge la branche post-critique stable.

Courbes contraintes/déplacement: Coque lisse et Multicouche, Expérimental et Numérique.

La superposition de ces deux graphiques Figure 4-29 apporte un élément intéressant de comparaison entre les essais expérimentaux et numériques:

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

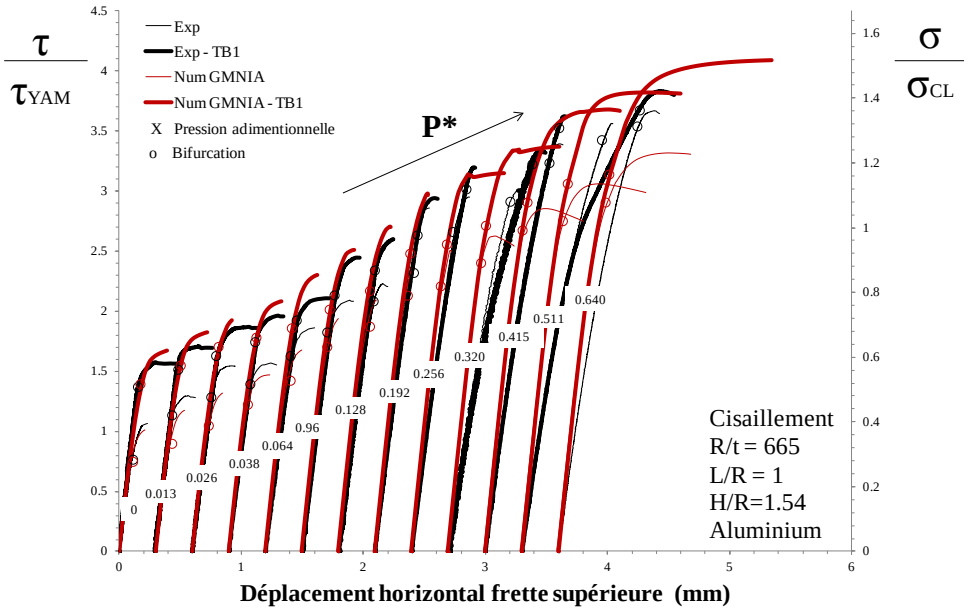


Figure 4-29. Effet de la pression - Courbes expérimentales et numériques, PT, Aluminium-Polystyrène, R/t=665, L/R=1.

Après un étalonnage de la coque lisse à pression interne nulle pour obtenir l'amplitude du défaut initial à insérer, les essais numériques sont quasiment similaires aux essais expérimentaux. Les évolutions sont semblables mais à partir de P* = 0.256 (P= 400mbar), les branches post-critiques changent de tendance et s'allongent: la plasticité entre alors en jeu.
Les coques recouvertes du matériau isolant polystyrène sont elles aussi calées sur la coque lisse non pressurisée. En effet le défaut initial inséré dans les calculs provient du mode critique issu de l'analyse LBA étalonné sur la coque lisse. Les coques lisses numériques ont des contraintes critiques plus faibles que les essais expérimentaux, l'amplitude du défaut initial obtenu à pression nulle est plus pénalisante que si elle avait été déterminée avec sa pression correspondante. A l'inverse, les coques numériques recouvertes d'une protection thermique semblent "plus fortes" que leurs homologues expérimentales. La protection thermique inhibe l'effet du défaut initial de la coque lisse et les charges sont légèrement plus grandes du fait du collage numérique parfait entre la coque et la protection thermique, alors que des micros défauts de collage peuvent apparaître sur les coques expérimentales malgré un grande attention lors de la mise en place.
Il faut garder aussi en mémoire que toutes les coques numériques sont parfaitement identiques, à contrario des coques expérimentales qui sont chacune uniques, ce qui peut expliquer les légères différences de comportements et charges critiques.

Les points de bifurcations obtenus numériquement suivent quant à eux la même tendance que les points expérimentaux, avec cependant un léger écart qui sera analysé sur les graphiques des contraintes critiques Figure 4-38.

<u>Modes critiques: Lisse, Expérimental et Numérique.</u>

Après chaque essai, des photos ont été prises Figure 4-30 et Figure 4-31 afin de pouvoir comparer les modes critiques obtenus en fonction de la pression interne. Les modes critiques obtenus par simulation numérique sont aussi présentés et comparés.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

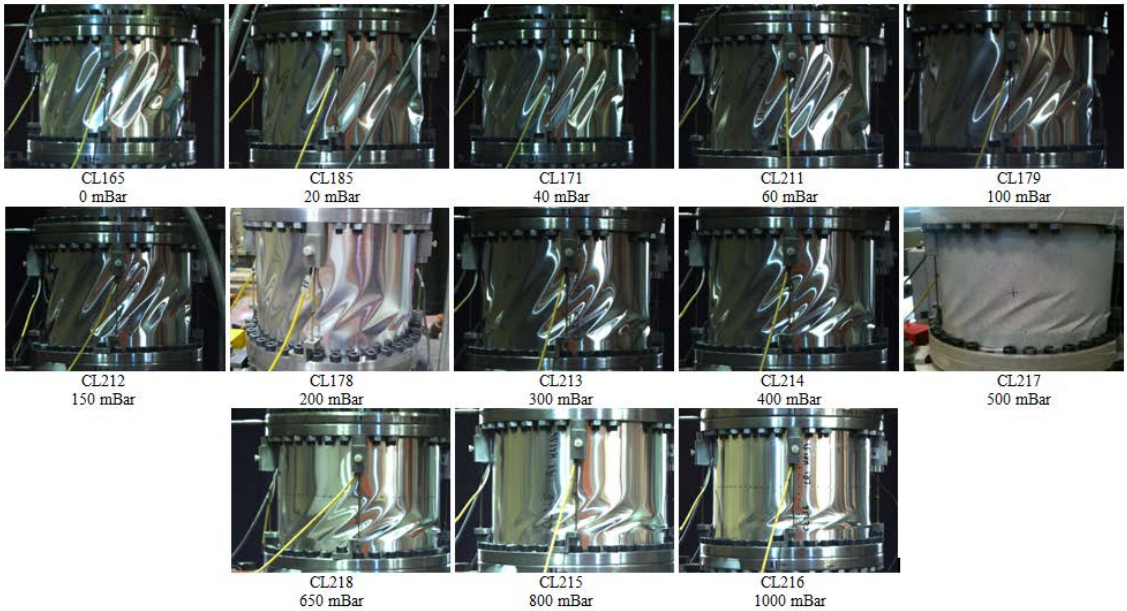


Figure 4-30. Effet de la pression - Modes critiques expérimentaux, PT, Aluminium, L/R = 1, R/t = 665, H/R = 1.54 (fibre neutre)

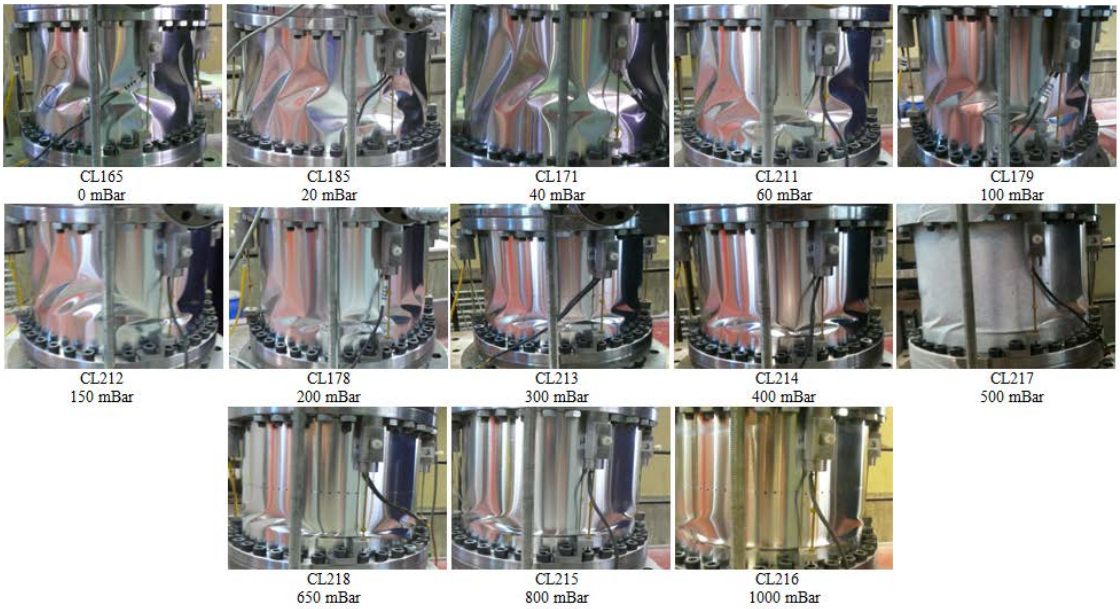


Figure 4-31. Effet de la pression - Modes critiques expérimentaux, PT, Aluminium, L/R = 1, R/t = 665, H/R = 1.54 (fibre comprimée)

Tous les modes post-critiques présentent ici des cloques inclinées à 45 degrés sur les parties latérales des coques. De larges cloques se propagent de part et d'autre et sur toute la hauteur de la coque. De larges "pointes de diamant" se forment en zone comprimée pour les essais à pression interne faible, et diminue en taille, mais aussi en inclinaison lorsque la pression augmente. Les photos prisent sur la fibre comprimée montrent que ces larges cloques viennent se concentrer en partie basse de la coque lorsque la pression augmente, lieu de la contrainte maximale, jusqu'à devenir un pli dont le mode est appelé "mode en patte d'éléphant" typique du flambage en flexion (observé pour P > 500mbar). Les longueurs d'onde axiale et circonférentielles diminuent donc avec la pression, et un soufflet apparait aux conditions limites. L'apparition de ce mode traduit une déstabilisation de la coque par la pressurisation. Le matériau Aluminium utilisé pour ces essais possédant une limite de linéarité très basse, la

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

mise en pression de la coque fragilise les zones proches des conditions aux limites, les contraintes maximales vont se concentrer dans ces zones et engendrer des déformations lorsque le chargement est appliqué.

Ces comportements observés sont comparés aux résultats des simulations numériques. Sont présentés dans un premiers temps les modes critiques de bifurcation LBA obtenus par calcul BUCKLE, les imperfections obtenues sont alors insérées pour chaque pression sur le modèle numérique pour un calcul en Non Linéarité Géométrique et Matériau GMNIA (calcul RIKS). Les déformées générées au niveau de la charge maximale atteinte sont présentées.

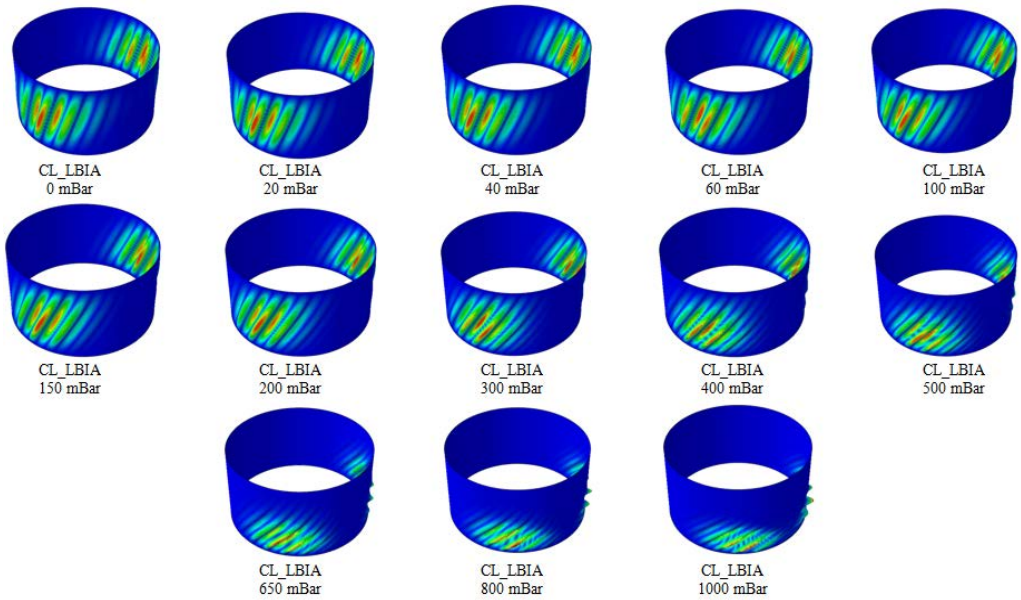


Figure 4-32. Effet de la pression - Modes critiques LBA, PT, Aluminium, L/R = 1, R/t = 665, H/R = 1.54

Les déformées des premiers modes critiques de bifurcation offrent la même évolution pour le cas de coques lisses pressurisées en aluminium. La concentration progressive des cloque vers la fibre comprimée se retrouve ici. Le pli aux conditions limite n'est cependant pas visuel pour ces calculs.

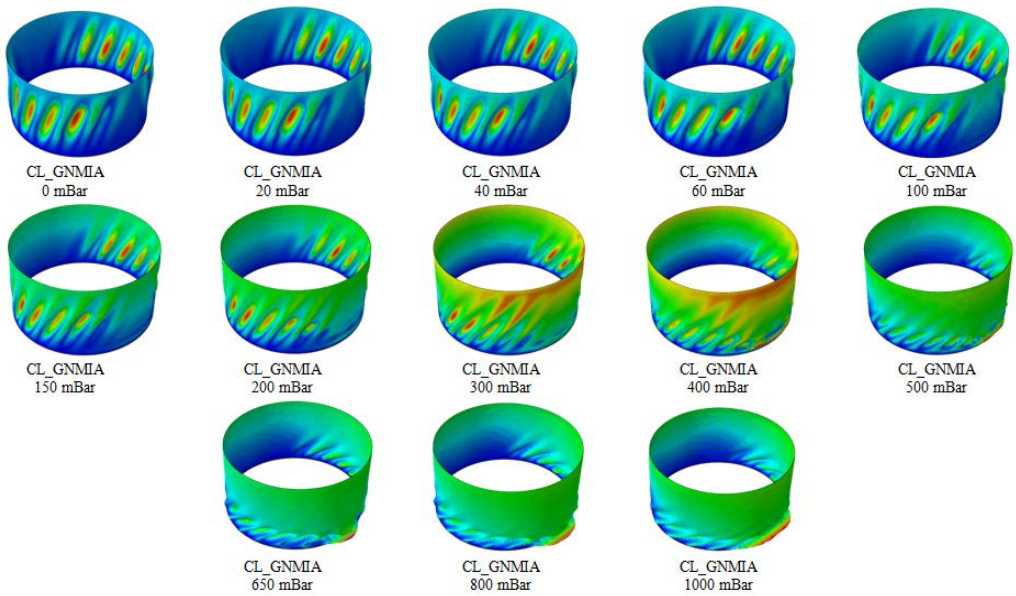


Figure 4-33. Effet de la pression - Déformées GMNIA, PT, Aluminium, L/R = 1, R/t = 665, H/R = 1.54

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Les déformées post-critiques obtenues par simulation numérique GMNIA apportent quant à elles les mêmes constatations que dans le cas expérimental: les larges cloques en parties latérales diminuent en taille et se rapprochent de la zone basse comprimée pour former un mode dit "patte d'éléphant".

Modes critiques: Multicouche, Expérimental et Numérique.

La même étude et les mêmes comparaisons sont présentées ci-après sur les coques multicouches, en aluminium d'épaisseur 0.2mm recouvertes d'une feuille de polystyrène d'épaisseur 3.7mm. Le dernier essai à pression 1000mbar n'ayant pas fonctionné, les photos associées n'ont donc pas été insérées.

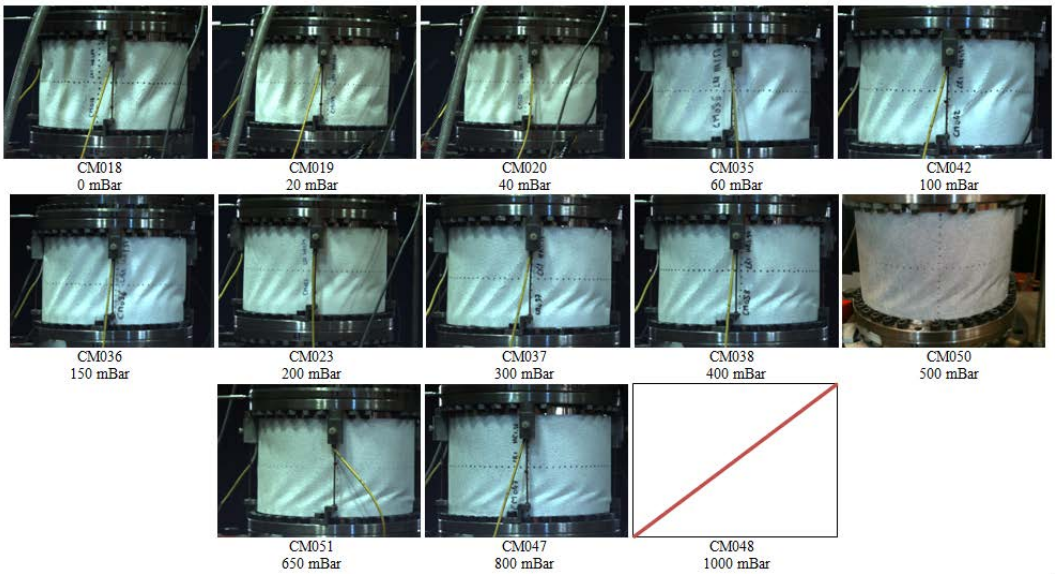


Figure 4-34. Effet de la pression - Modes critiques expérimentaux, PT, Aluminium-Polystyrène, L/R = 1, R/t = 665, H/R = 1.54 (fibre neutre)

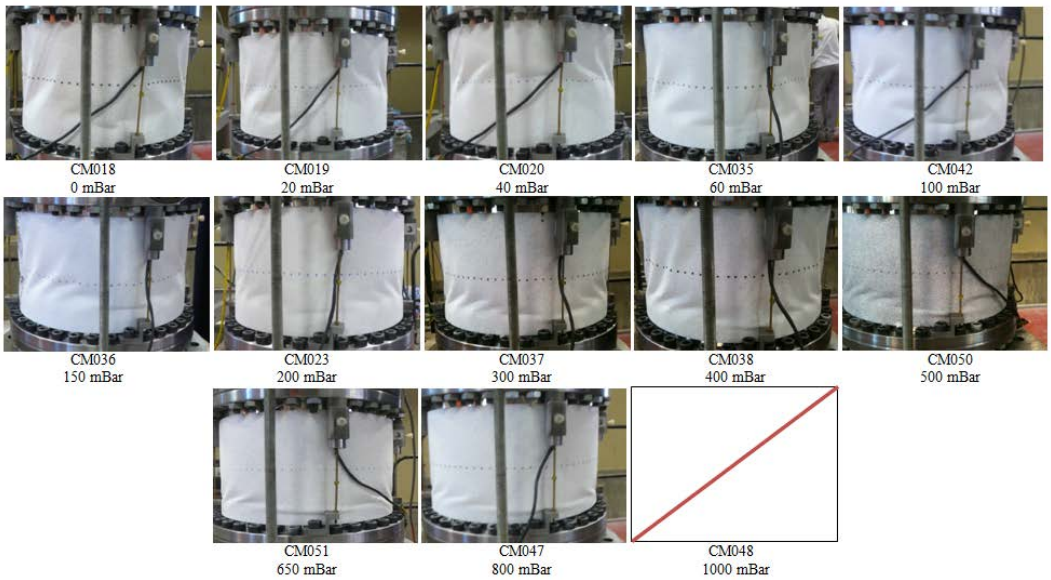


Figure 4-35. Effet de la pression - Modes critiques expérimentaux, PT, Aluminium-Polystyrène, L/R = 1, R/t = 665, H/R = 1.54 (fibre comprimée)

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

L'ensemble de ces photos, qui correspondent à une fibre neutre et une fibre comprimée des coques en aluminium recouvertes de polystyrène, montrent une évolution identique des modes critiques de flambage. La visibilité des cloques est diminuée par la présence de la feuille de polystyrène mais reste aisée. La solution de collage par bande adhésive double face est de bonne qualité, nous avons constaté que l'adhérence des deux matériaux est conservée malgré les grandes déformations et rotations induites lors du cloquage.

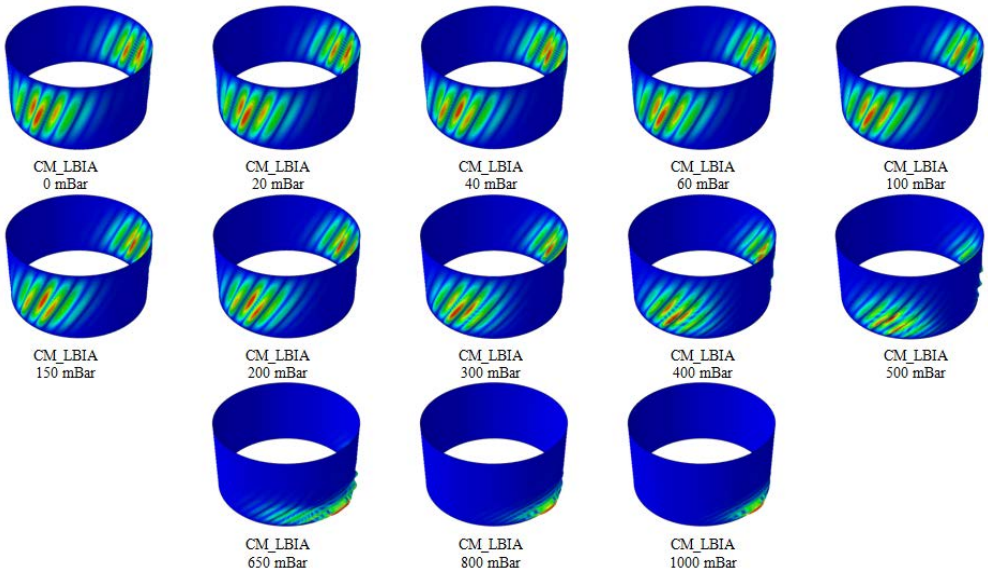


Figure 4-36. Effet de la pression - Modes critiques LBA, PT, Aluminium-Polystyrène, L/R = 1, R/t = 665, H/R = 1.54

Pour les hautes pressions, à partir de P* > 0.415 (P > 650mbar), les premiers modes critiques issus de l'analyse LBA ont une évolution différente pour les coques multicouches comparativement aux coques lisses, les cloques inclinées à 45 degré se concentrent en zone comprimée pour disparaitre est ne laisser place qu'à une série de cloque verticales avec la formation du soufflet aperçu sur les coques testées expérimentalement, cette concentration de cloques est typique du mode de flambage en flexion qui progresse plus vite avec la flexion.

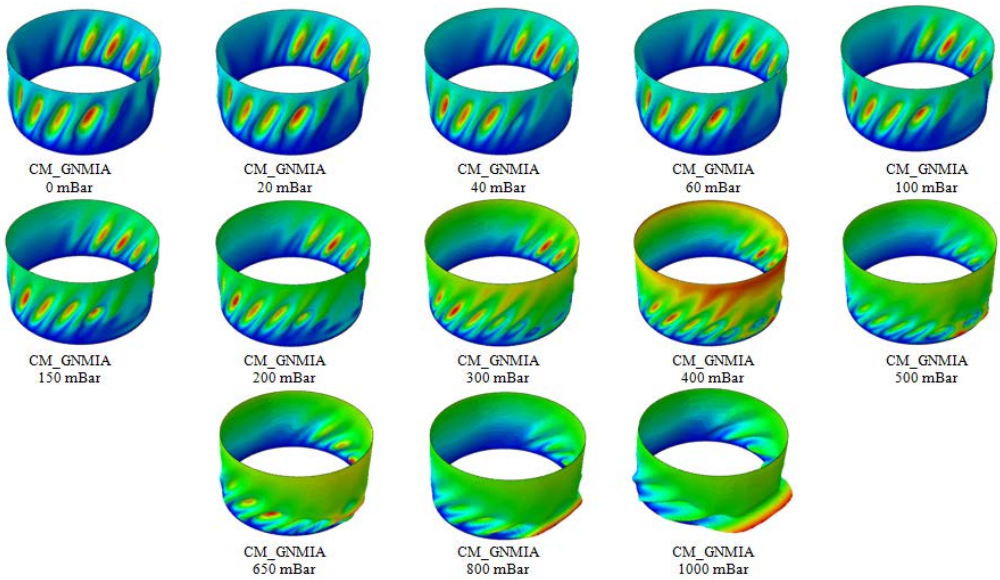


Figure 4-37. Effet de la pression - Déformées GMNIA, PT, Aluminium-Polystyrène, L/R = 1, R/t = 665, H/R = 1.54

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Les modes post-critiques obtenus par simulation numérique en Non Linéarité Géométrique et Matériau avec Imperfection apportent les mêmes constatations que dans le cas expérimental: les larges cloques en parties latérales diminuent en taille et se rapprochent de la zone basse comprimée pour former un mode dit "patte d'éléphant". L'évolution des déformées est similaire à celle des coques lisses, avec un seuil de changement de mode semble ici être du même ordre de grandeur.

Contraintes critiques: Lisse et Multicouche, Expérimental et Numérique.

L'ensemble des points critiques, correspondants aux points de bifurcation obtenus lors des essais et aussi ceux obtenus numériquement lors du calcul non linéaire, ainsi que les contraintes critiques à l'apparition des premiers modes de bifurcation d'Euler sont rassemblés dans le graphique suivant en fonction de la pression interne adimensionnalisée:

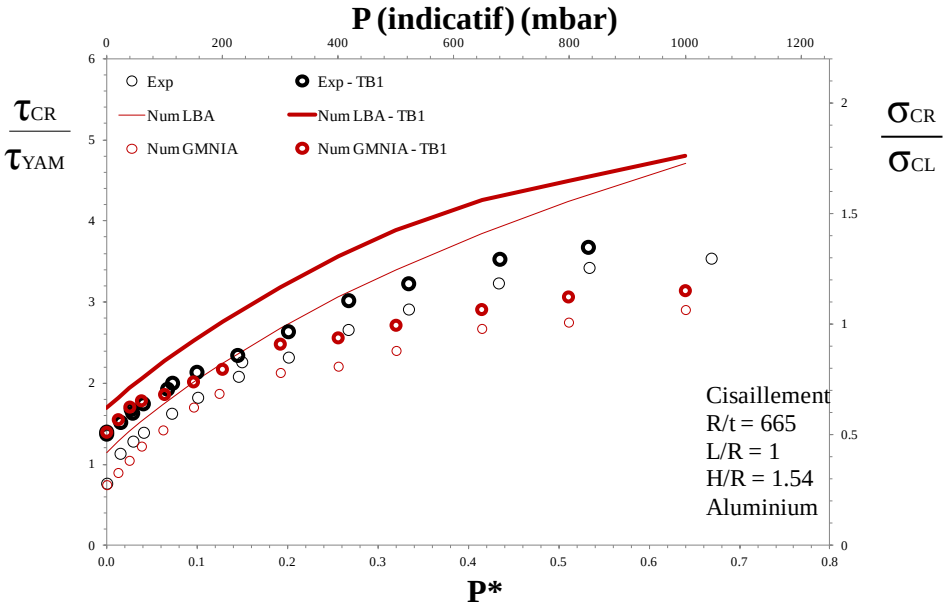


Figure 4-38. Effet de la pression - Contraintes critiques, PT, Aluminium-Polystyrène, R/t=665, L/R=1.

Les contraintes critiques obtenues par les premiers modes critiques LBA suivent elles aussi une évolution croissante lorsque la pression augmente. Les ratios sont cependant plus élevés et démarrent au dessus de 1 (1.15 à 4.71 sans, et 1.70 et 4.80 avec polystyrène) du fait de calculs sur coques parfaites.

Dans le cas des coques expérimentales lisses et dès les très basses pressions internes, la contrainte théorique de flambage en cisaillement τ_{YAM} est atteinte (P > 20mbar), la contrainte critique pour une coque non pressurisée est d'environ 0.77 τ_{YAM} confirmant la bonne qualité des spécimens roulés collés, et atteint 3.54 τ_{YAM} à une pression de 1bar.

Le cas des coques expérimentales multicouches montre une évolution semblable, avec un ratio des contraintes τ_{exp}/τ_{YAM} de l'ordre de 1.37 à pression nulle et atteignant 3.67 à

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

800mbar. On constate donc que l'apport d'une couche de matériau léger augmente considérablement la résistance d'une coque.

Les points de bifurcation des calculs numériques incrémentaux GMNIA montrent une évolution semblable que ce soit avec ou sans protection thermique, comme analysé sur la Figure 4-29, avec des ratios équivalents à basse pression mais plus faible pour des pressions élevées (2.91 sans polystyrène et 3.14 avec).

Comparativement à l'analyse linéaire, les calculs incrémentaux et les essais expérimentaux capturent bien la tendance à la bifurcation en basse pression mais les charges s'effondrent dès les moyennes pression (P=300mbar), cet écart peut être dû à l'apparition de la plasticité de la contrainte circonférentielle de membrane $\sigma_\theta = \frac{P.R}{t}$, mais aussi au passage au mode de flexion d'autant plus ressenti de part la présence de défauts initiaux. Les contraintes calculées en flexion sont toutes inférieures à la contrainte critique classique pour les faibles pressions. En haute pression (P = 1000mbar) les ratios σ_{exp}/σ_{CL} atteignent 1 pour les contraintes critiques numériques GMNIA et 1.32 pour les essais expérimentaux, ce qui explique la propagation des modes vers la zone comprimée amenant à un comportement au flambage de type flexion.

Pour tous les cas étudiés, les contraintes obtenues par les coques multicouches sont à chaque fois supérieures aux contraintes des coques lisses. L'écart apparait être important en basse pression et semble diminuer au fur et à mesure que la pression interne augmente. Le graphique présenté ci-dessous en Figure 4-39 évalue les gains apportés par la pression et par la protection thermique.

<u>Gain apporté par la pression: Lisse et Multicouche, Expérimental et Numérique.</u>

Il a été montré que la pressurisation même faible augmente considérablement la capacité portante de la coque. Le graphique suivant met en exergue le gain apporté par la pressurisation.

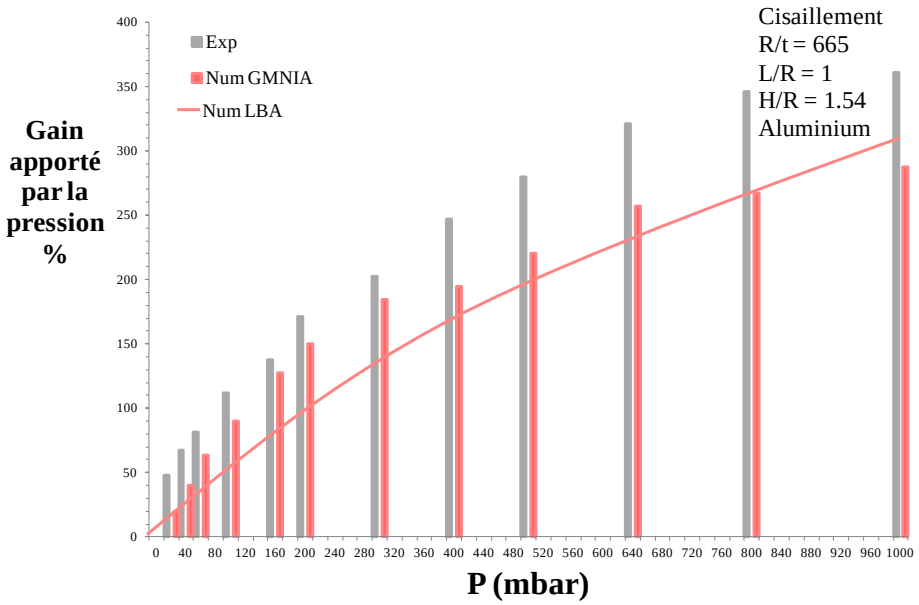


Figure 4-39. Effet de la pression - Gain en pression, PT, Aluminium, R/t=665, L/R=1.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Ce premier graphique montre que l'apport de résistance n'est pas linéaire avec l'augmentation de pression; à partir des pressions maximales atteinte P = 1000mbar (P*>1), les contraintes critiques semblent approcher un plateau et les gains cessent d'augmenter.
De plus, l'insertion d'une pression interne de seulement 20mbar dans une coque lisse augmente sa capacité portante par rapport à la contrainte théorique de YAMAKI de 48%, de 110% à partir de 100mbar et 320% dès 650mbar. Ce gain en résistance n'est pas tout à fait confirmé ni par le calcul numérique incrémental GMNIA qui limite les apports à respectivement 20%, 63% et 257% ni par le calcul numérique linéaire LBA dont les apports respectifs sont de 12%, 51% et 235%.

Les coques numériques testée en Non Linéarité GMNIA (RIKS) sont "imprégnées" de l'imperfection issue du calcul LBA et qui est par définition le mode le plus critique pour cette coque, elle est alors plus sensible au flambage et le gain que l'on obtient ici s'en retrouve "optimisé".

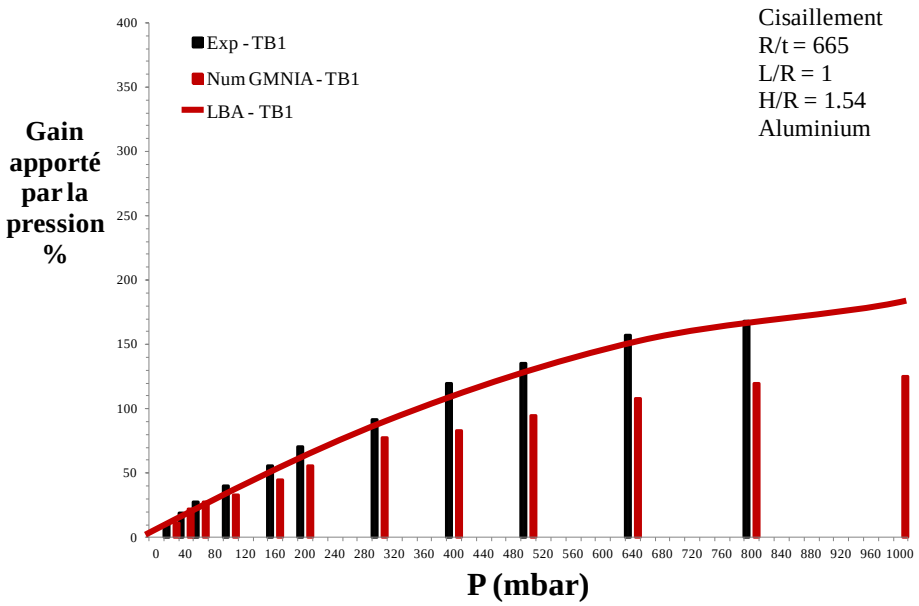


Figure 4-40. Effet de la pression - Gain en pression, PT, Aluminium-Polystyrène, R/t=665, L/R=1.

Dans le cas des coques multicouches, les essais montrent que le gain apporté, respectivement pour les pressions de 20, 100 et 650mbar, est d'environ 11, 40 et 150% pour les essais expérimentaux, 11%, 34%, et 108% pour les calculs incrémentaux et 7%, 33% et 150% pour les calculs linéaires. Cette différence de gain, induit par la pressurisation, entre la coque lisse et la coque multicouches, est expliquée par le fait que la protection thermique à un effet dominant sur la pression: une faible pression aura moins d'effet sur une coque renforcée que sur une coque simple.
Les calculs numériques LBA suivent bien la tendance obtenue expérimentalement. Un écart se ressent à partir de P=300mbar pour le calcul incrémental GMNIA. L'amplitude de l'imperfection colinéaire au premier mode propre de bifurcation LBA issu de la coque non pressurisée et insérée dans les modèles numériques devient trop importante pour les coques pressurisées. La résistance des coques est alors minimisée impliquant un gain plus faible.

Il ne faut pas perdre de vue que ces valeurs se basent sur une coque lisse testée sans pression interne, qui est très sensible aux imperfections et peut donner des résultats assez variables.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Gain apporté par la protection thermique: Coque lisse et Multicouche, Expérimental et Numérique.

Le graphique ci-dessous montre l'évolution du gain apporté par la protection thermique d'une coque renforcée et pressurisée par rapport à une coque lisse sollicitée dans les mêmes conditions.

L'évolution des résultats montre que la protection thermique offre un gain important de résistance à faible pression par rapport à la contrainte de YAMAKI, approchant les 80% à pression nulle et supérieure à 25% jusque 60mbar. L'évolution similaire des calculs numériques GMNIA affichent elle aussi une tendance hyperbolique, l'effet de la couche d'isolant persiste quant à elle plus longtemps et passe sous 20% à partir de 150mbar. La tendance des calculs linéaires LBA est plus proche des essais expérimentaux.

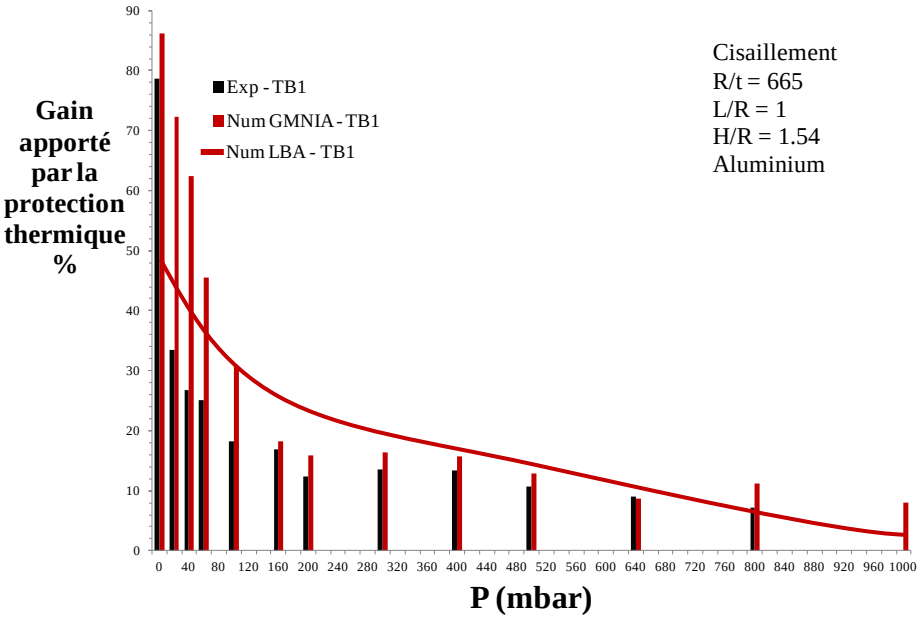


Figure 4-41. Effet de la pression - Gain de protection thermique, PT, Aluminium-Polystyrène, R/t=665, L/R=1.

L'amplitude de l'imperfection déterminée sur coque lisse non pressurisée et insérée ensuite sur les coques multicouches pressurisées pour le calcul GMNIA est la cause de ce léger écart mais ne vient pas dénaturer la tendance.
L'effet de la mousse isolante devient rapidement faible lorsque la pression augmente. En effet, une coque fortement pressurisée et très résistante ne sera que faiblement renforcée avec un matériau léger.

L'essai sur coque multicouche aluminium polystyrène à pression nulle à été répété 2 fois afin de vérifier la reproductibilité des nos résultats en présence de défauts importants. Ces essais détaillées dans la partie II.8.5. montrent que le banc d'essai est très fiable et ce, malgré la présence de défauts importants dus au mode de fabrication des feuilles de cuivre (expliqué dans la partie I.3.1.) et une sensibilité accrue à ces défauts dans le cas de flambage en flexion.

Comparaison aux règles de dimensionnement

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Les résultats expérimentaux et numériques en cisaillement seront ici comparés aux 4 règles qui ont été présentées dans le chapitre 2 pour l'interaction pression interne/cisaillement.

Tout comme les graphiques précédents, les résultats sont présentés dans un espace possédant deux axes en ordonnées : à gauche, la contrainte critique de cisaillement, ramenée à la contrainte de YAMAKI ; à droite, la contrainte critique totale de flexion (incluant l'effet de fonds apporté par la pression), ramenée à la contrainte classique.

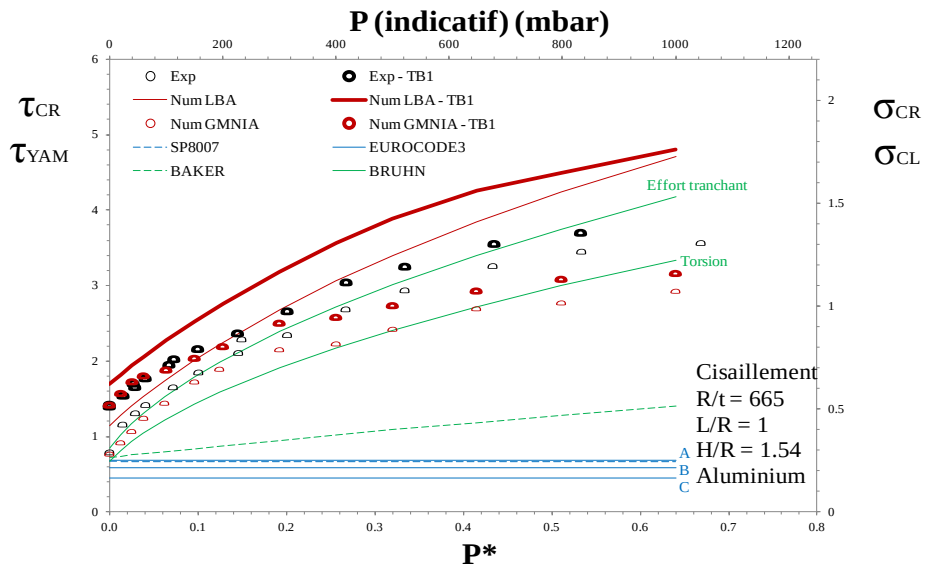


Figure 4-42. Règles - Contraintes critiques, PT, Aluminium-Polystyrène, R/t=665, L/R=1.

Les règles SP8007 et EUROCODE3 en cisaillement ne prennent pas en compte la pression interne, les contraintes critiques théoriques sont pondérées par des coefficients dit Knockdown factor dépendant de la qualité de la coque (pour ce qui est de l'EUROCODE), les essais à pression nulle dépassent déjà légèrement les contraintes NASA et EUROCODE, confirmant la bonne qualité des coques testées (Classe A identifié comme "excellent").
Les niveaux de contrainte atteints expérimentalement sur les coques lisses, sont conformes aux propositions de BRUHN et se situent entre les courbes de cisaillement par effort tranchant et cisaillement par torsion. Les contraintes critiques des coques multicouches sont largement au dessus jusqu'à ce que la pression P* atteigne 0.4, les contraintes se concentrent alors dans la marge torsion/effort tranchant.

II.2.2. Cisaillement sur coques Acier-Liège: Z = 1294

Comme l'étude précédente menée en cisaillement et pression interne (PT), une seconde étude toute aussi complète, a été menée sur des coques de même géométrie L/R = 1. Cependant, les coques sont constituées d'un feuillard en acier inox d'épaisseur 0.1 mm, recouvert, pour les coques multicouches, d'une feuille de liège d'épaisseur 3.6mm collée à l'aide d'une colle néoprène. Le but est de vérifier le comportement général déjà observé, sur des spécimens de matériaux différents. Pour cette seconde étude, 39 essais ont été réalisés, quelques uns n'ont pas été concluants de part une plus grande difficulté de mise en œuvre à cause des caractéristiques plus raide de l'acier. Les différents graphiques présentent 26 essais sélectionnés, répartis sur 13 niveaux de pression (0, 20, 40, 60, 100, 150, 200, 250, 350, 500,

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

650, 800 et 1000mbar) pour les coques lisses et multicouches. Les essais manquants sont des doublons testés afin de vérifier la reproductibilité des résultats.

Courbes contraintes/déplacement: Coque lisse et Multicouche, Expérimental et Numérique.

Tout comme précédemment, les évolutions présentées sur les figures suivantes sont en trait fin pour les essais sur coques lisses, et en trait épais pour les coques recouvertes d'une feuille de liège et testées de manière identique. Pour une meilleur compréhension, les résultats obtenus sont présentés dans 2 graphiques (Figure 4-43 et Figure 4-44) puis rassemblés dans un troisième (Figure 4-45).

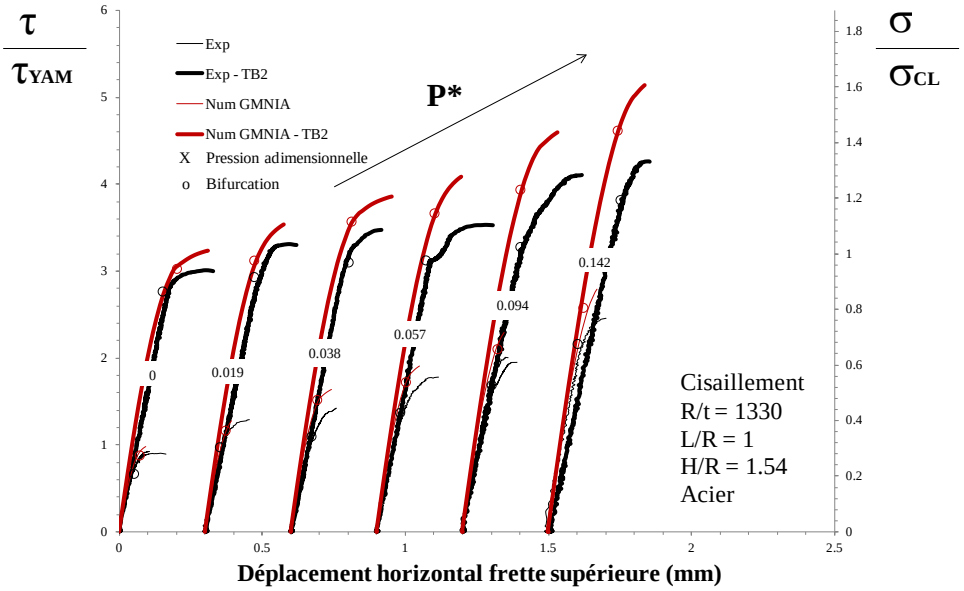


Figure 4-43. Effet de la pression - PT, Acier-Liège, R/t=1330, L/R=1 (P=0 à 150mbar)

Sur ces graphiques, les courbes noires représentent les essais expérimentaux et les courbes rouges les calculs numériques en Non Linéarité Géométrique et Matériaux avec Imperfection GMNIA (RIKS). L'amplitude des défauts insérés dans le calcul incrémental provient du calage numérique effectué sur une coque lisse testée expérimentalement à pression nulle. Ces essais et calculs, issus d'une partie des essais et jusque des pressions P*=142 (P=150mbar) présentent des évolutions similaires à celles analysées sur les coques en aluminium: le comportement pré-critique est linéaire jusqu'à la bifurcation d'équilibre, qui coïncide avec l'apparition des cloques, et fait place à un comportement post-critique stable qui évolue jusque une contrainte maximale. Un essai a donné un comportement atypique: la coque pressurisée à P*=0.611 (P=60mbar) et recouverte d'une feuille de liège. Un saut de déplacement de la frette supérieure apparait, cette bifurcation prématurée peut être causé par un défaut localisé dont l'effet destructeur est contenu par la couche de liège qui, malgré sa faible résistance en traction, apporte une certaine rigidité à la coque en compression et flexion et fait éviter une perte de charge précoce. La contrainte augmente ensuite à nouveau pour emprunter une branche post-critique stable jusqu'à l'effondrement.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

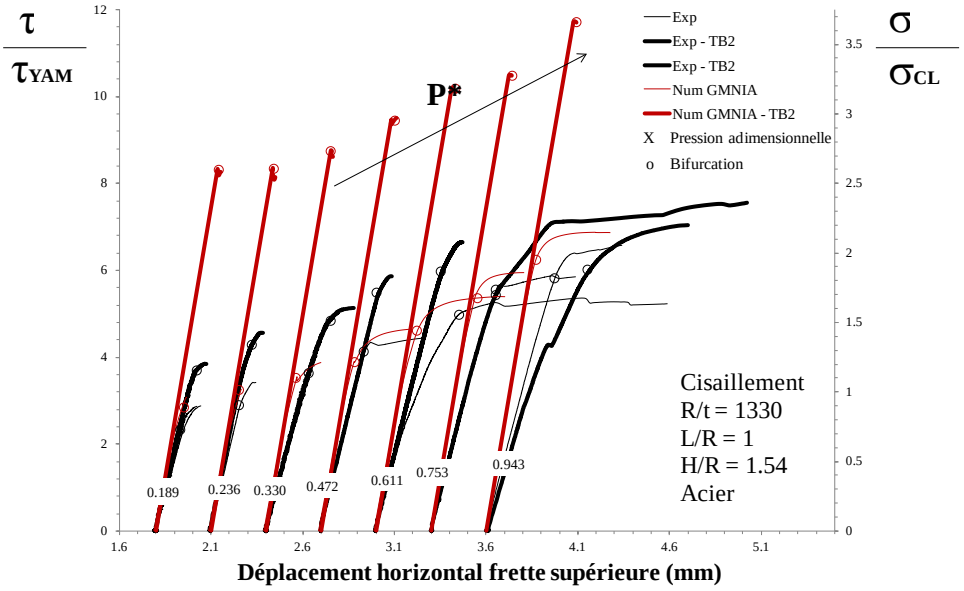


Figure 4-44. Effet de la pression - PT, Acier-Liège, R/t=1330, L/R=1(P=200 à 1000mbar)

Pour toutes les coques soumises à une pression interne P* supérieur à 0.236, (P > 250mbar), l'effondrement se fait lentement et l'écrasement de la fibre comprimée reste minime comparé à son déplacement horizontal puisque la coque ne vient pas se mettre en appui sur la butée de protection.
A partir de P*=0.472 (P=500mbar), un changement de comportement ce révèle pour les coques lisses pressurisées. Comme pour les courbes précédentes, le comportement pré-critique est linéaire jusqu'à la bifurcation d'équilibre, qui coïncide avec l'apparition des cloques, et fait place à un comportement post-critique stable qui évolue jusque une contrainte maximale, cependant une chute de résistance se fait ressentir en grandes déformations, puis la contrainte augmente à nouveau pour dépasser sa première contrainte maximale. Ce sont les hautes pression qui stabilisent les coques et les déformations sont telles que ces charges finales ne sont plus pertinentes pour cette étude.

Pour les coques multicouches, la couche de liège permet de stabiliser définitivement la coque, puisque les cloquages successifs n'amènent pas d'instabilité, on note une redistribution de contrainte qui permet à nouveau un accroissement de charge. Bien que l'on ait plastifié (post-flambage) et malgré les grands déplacements et rotation associés aux différents cloquages la courbe est globalement ascendante.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

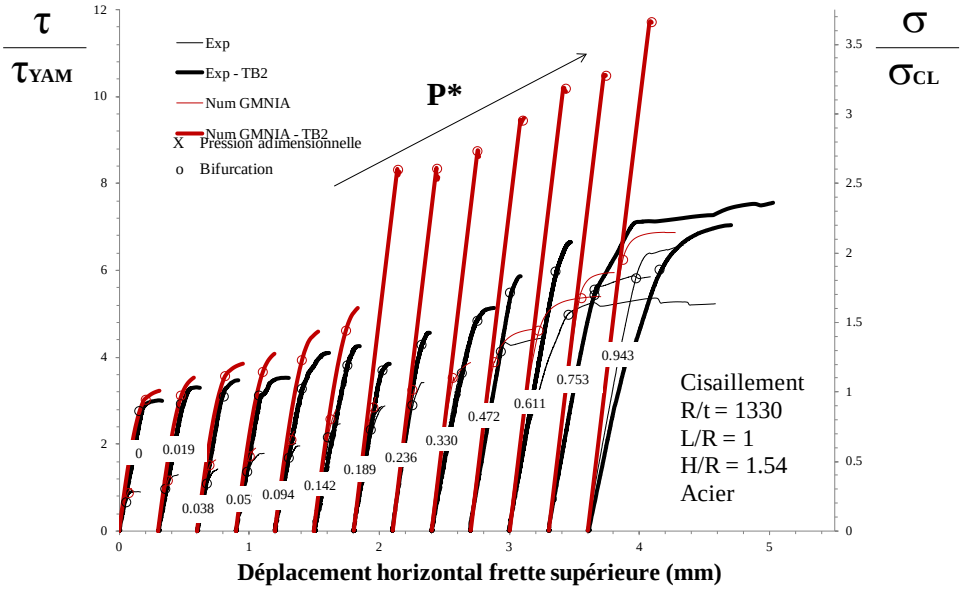


Figure 4-45. Effet de la pression - Courbes expérimentales, PT, Acier-Liège, R/t=1330, L/R=1.

Lorsque l'ensemble des résultats sont rassemblés sur la Figure 4-45, on peut remarquer pour les essais numériques GMNIA sur coques multicouches (courbes rouges épaisses) un seuil flagrant de pression pour lequel l'évolution des courbes de chargement est totalement modifié. Ces essais donnent des résultats inattendus de pure flexion et des contraintes critiques trop élevée. Les déformations laissées au moment de la ruine des essais expérimentaux ne laissent présager ce mode de flambage en flexion que pour les deux dernières pressions P*≥0.611 (P=650mbar) (cf. modes critiques sur coques multicouches Figure 4-53) mais apparaissent clairement dès P*≥ 0.189 (soit P=200mbar) sur la recherche de Modes critiques LBA (Figure 4-52). Rappelons que notre défaut initial utilisé pour tous ces calculs GMNIA correspond à un mode critique de cisaillement et non à un mode critique de flexion. Ceci explique certainement ces différences observées dans le comportement post-critique lointain.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Modes critiques: Lisse, Expérimental et Numérique.

L'examen des modes critiques est réalisé ci-après Figure 4-46 et Figure 4-47 grâce aux images représentant les déformations des coques ayant atteint le collapse:

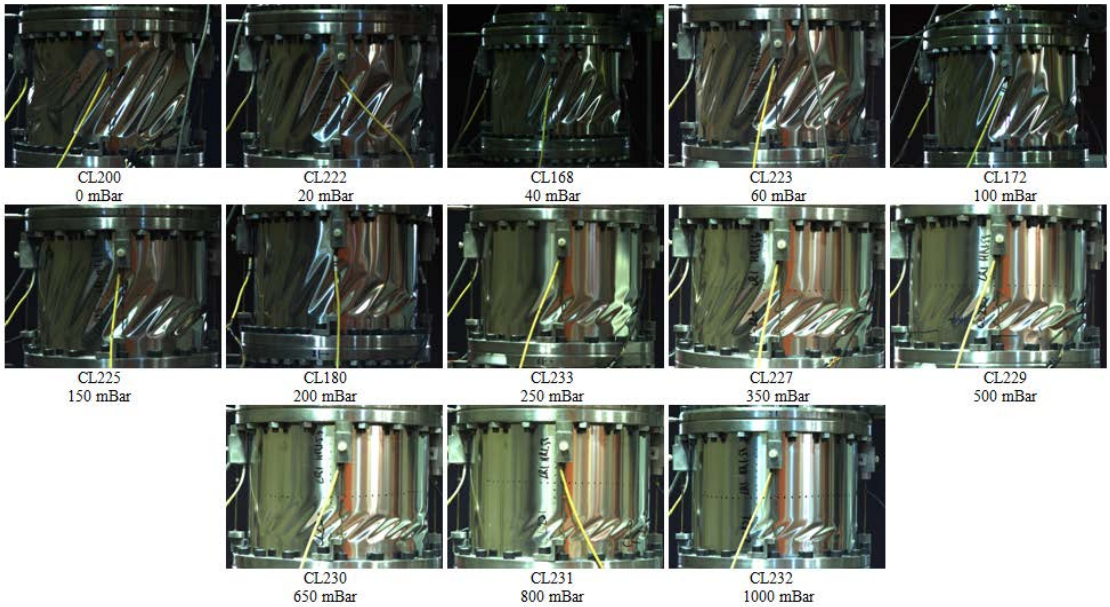


Figure 4-46. Effet de la pression - Modes critiques expérimentaux, PT, Acier, L/R = 1, R/t = 1330, H/R = 1.54 (fibre neutre)

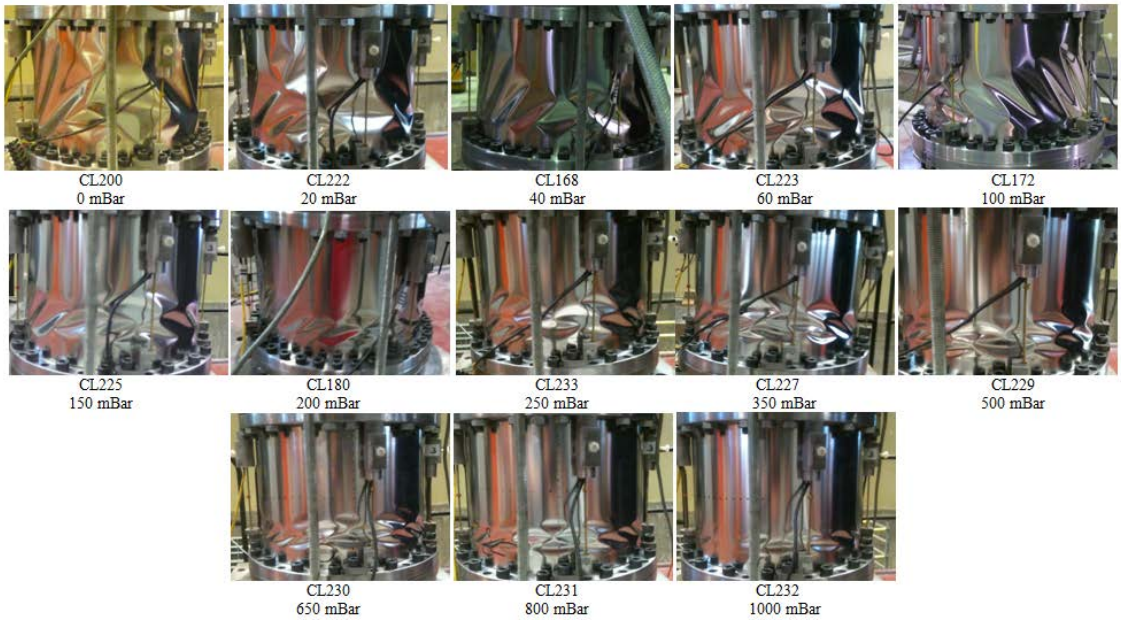


Figure 4-47. Effet de la pression - Modes critiques expérimentaux, PT, Acier, L/R = 1, R/t = 1330, H/R = 1.54 (fibre comprimée)

Tout comme les essais sur coques en Aluminium, le mode post-critique est constitué de cloques dont les longueurs d'onde axiale et circonférentielle sont importantes aux basses pressions et réduites aux hautes pressions, ces cloques couvrent la quasi-totalité des zones neutres (voisinage des fibres neutres) puis s'inclinent et se concentrent en fibre comprimée au fur et à mesure que la pression augmente. Ces dernières (en fibre comprimée) laissent penser à un comportement de flexion de par la forme en pointe de diamant, dans la partie basse, lieu de contrainte maximale.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

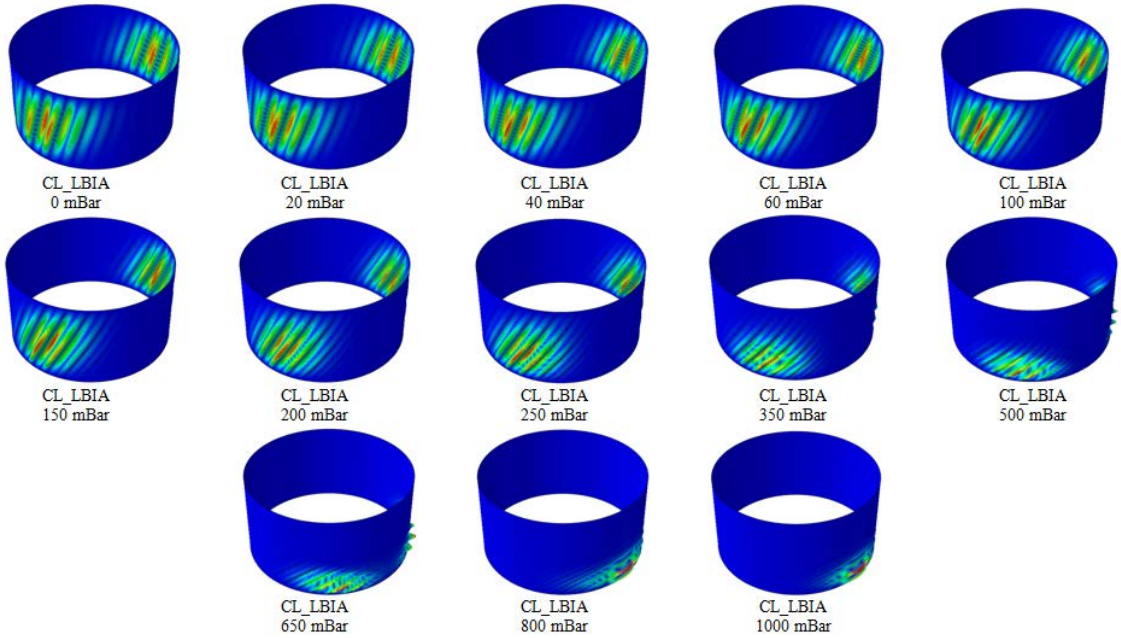


Figure 4-48. Effet de la pression - Modes critiques LBA, PT, Acier, L/R = 1, R/t = 1330, H/R = 1.54

Les images des premiers modes de bifurcation d'Euler (Figure 4-48 ci-dessus) montrent elles aussi cette transition du mode de cisaillement caractérisé par de larges cloques, vers le mode de flexion, obtenu pour des pressions plus importantes à partir du seuil 250-350mbar (P*= 0.236-0.330). L'évolution du mode de cisaillement se caractérise par la diminution de sa longueur d'onde axiale, et son confinement progressif vers le bas de coque.

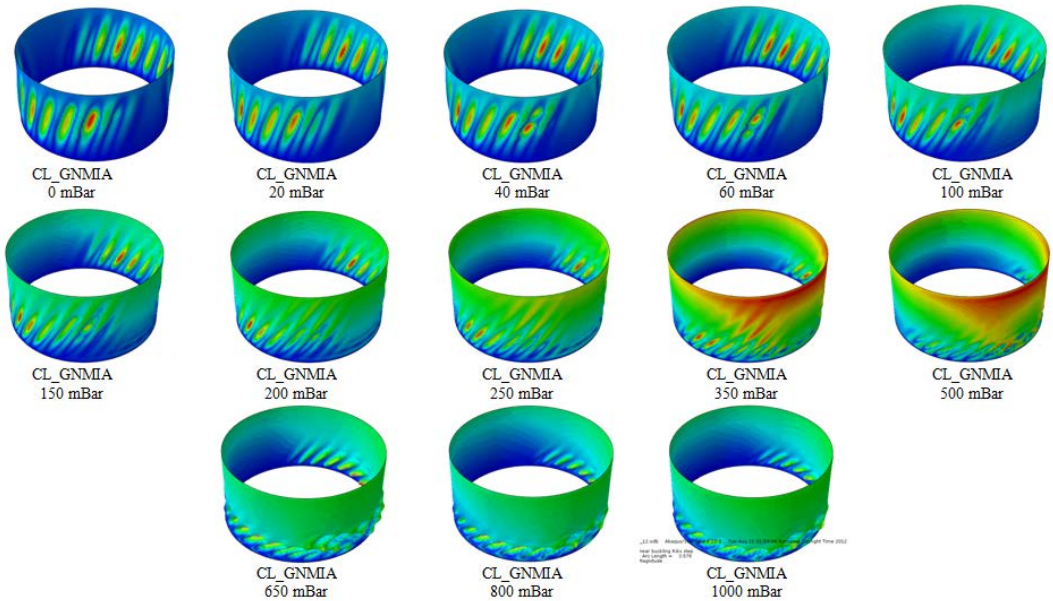


Figure 4-49. Effet de la pression - Déformées GMNIA, PT, Acier, L/R = 1, R/t = 1330, H/R = 1.54

Ceci est confirmé grâce à l'étude numérique en Non Linéarité GMNIA (RIKS), qui montre tout d'abord l'évolution des cloques au moment du collapse en fonction de la pression. La Figure 4-49 montre en effet une prédominance de l'écrasement de la fibre comprimée à partir de la pression P = 350mbar puis une concentration de cloques en pointes de diamants comme évoqué précédemment.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Modes critiques: Coque multicouche, Expérimental et Numérique.

Dans ce cas, les coques multicouches sont constituées d'une feuille en acier d'épaisseur 0.2mm, recouverte d'une feuille de liège d'épaisseur 3.6mm.

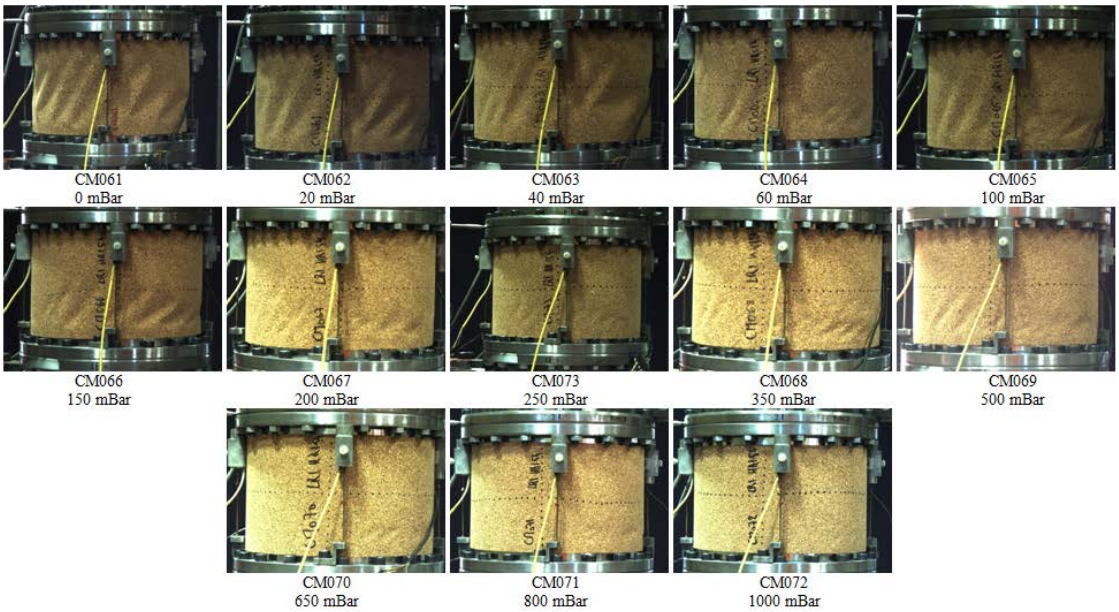


Figure 4-50. Effet de la pression - Modes critiques expérimentaux, PT, Acier-Liège, L/R = 1, R/t = 1330, H/R = 1.54 (fibre neutre)

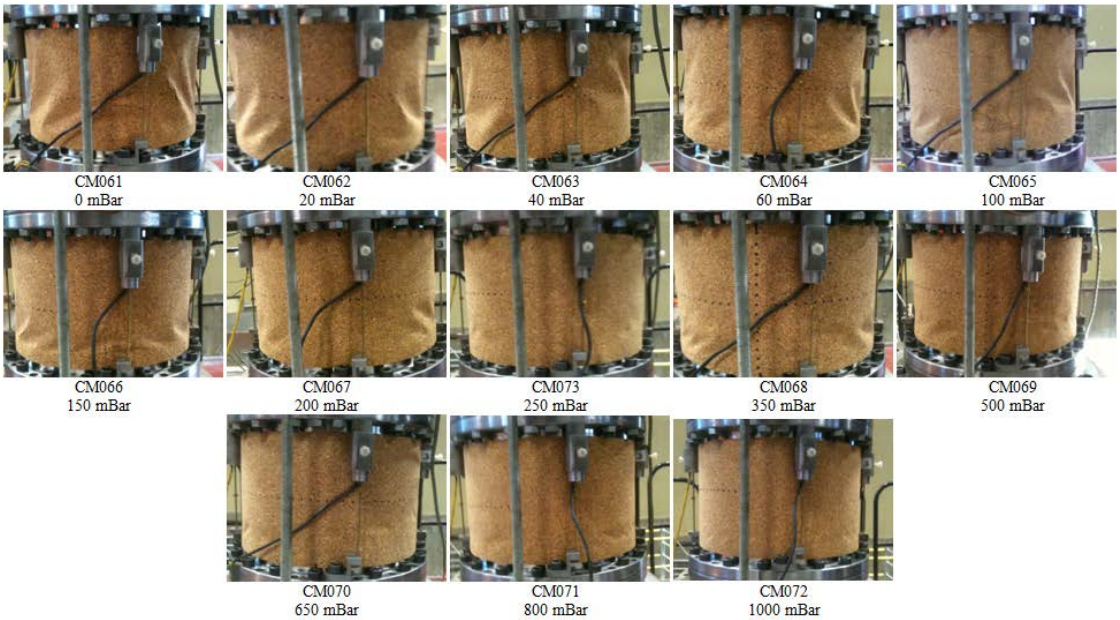


Figure 4-51. Effet de la pression - Modes critiques expérimentaux, PT, Acier-Liège, L/R = 1, R/t = 1330, H/R = 1.54 (fibre comprimée)

Les cloques sont plus difficiles à apprécier en présence de la couche de liège, mais il reste aisé de voir leur évolution, identique aux coques lisses. Le mode critique de collapse formé de larges cloques sur les flancs des coques diminue en taille (longueur d'onde) et en nombre de cloques, jusqu'à créer de petites cloques de plus en plus inclinées avec l'augmentation de pression. A pression équivalente, la longueur d'onde axiale est toutefois plus petite que pour

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

les coques lisses, le matériau isolant, bien que de faibles caractéristiques mécaniques, semble donc empêcher la formation des premiers modes.
La solution de collage par bande adhésive double face n'ayant pas été concluante sur ce matériau, l'utilisation de colle néoprène à très bien fonctionné puisque le contact des deux matériaux est conservée malgré les grandes déformations.

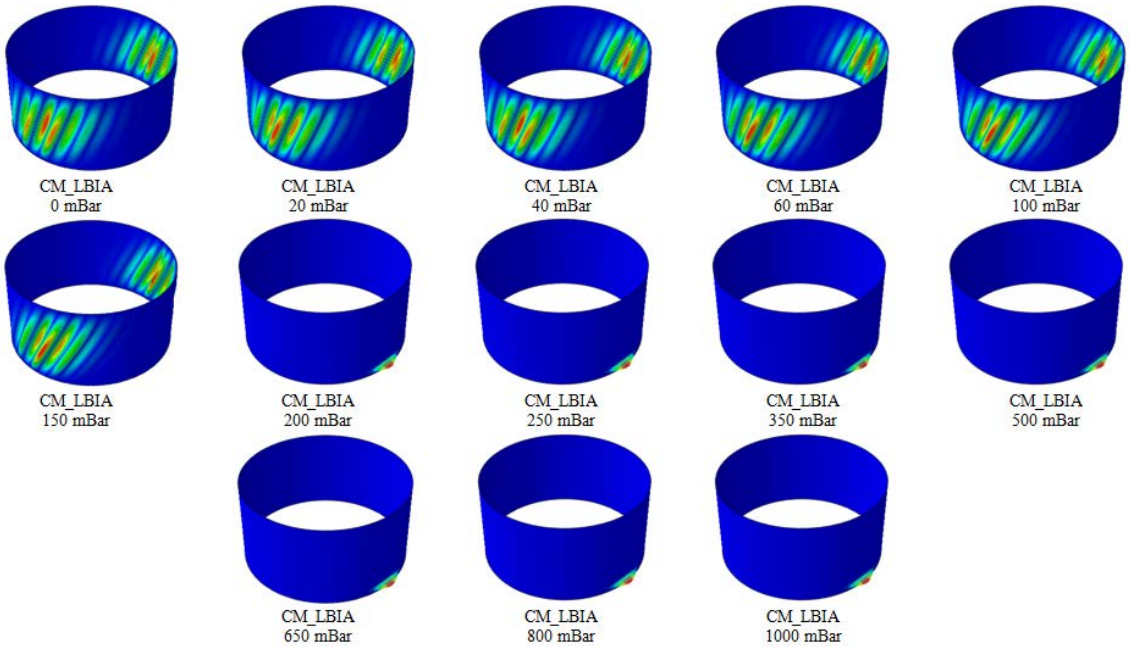


Figure 4-52. Effet de la pression - Modes critiques LBA, PT, Acier-Liège, L/R = 1, R/t = 1330, H/R = 1.54

L'apparition du mode de flexion est bien présente sur les calculs numériques de bifurcation élastique au sens d'Euler. On a bien aux basses pressions un mode caractéristique du flambage par cisaillement, qui se transforme brusquement en un cloquage plutôt de la fibre comprimée à 200mbar.

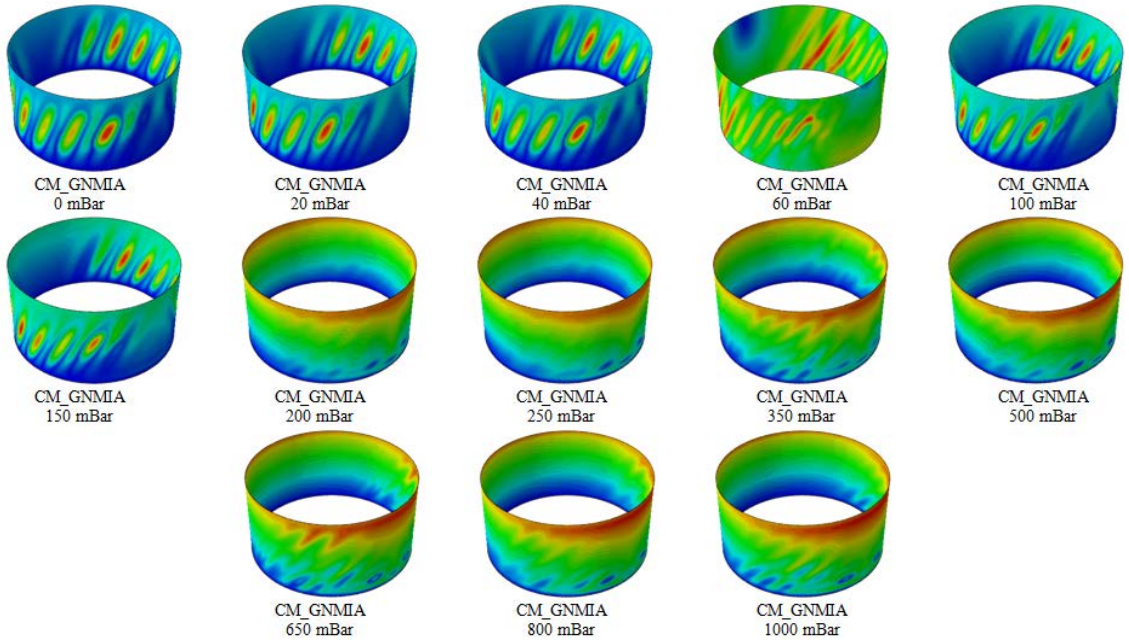


Figure 4-53. Effet de la pression - Déformées GMNIA, PT, Acier-Liège, L/R = 1, R/t = 1330, H/R = 1.54

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Les modes post-critiques obtenus par simulation numérique en Non Linéarité Géométrique et Matériau avec Imperfection initiale GMNIA présentent ici deux comportements différents. Les six premiers, jusque la pression de 150mbar donnent un mode de cisaillement avec leurs cloques latérales inclinées, et les suivants changent subitement de comportement puisque les cloques se confinement en bas de coque. Ceci illustre bien l'analyse des courbes où l'on concluait un mode de flexion (Figure 4-45).

Bien que plus difficilement décelable sur les modes critiques expérimentaux (Figure 4-50) ce phénomène est aussi repérable avec les déformées des coques expérimentales chargées jusqu'à leur effondrement.

Contraintes critiques: Coque lisse et multicouche, Expérimental et Numérique.

Les points de bifurcation des essais expérimentaux (cercles noir fins pour coques lisses et épais pour coques multicouches) et ceux obtenus à partir de l'analyse numérique non linéaire (cercles rouges), ainsi que les contraintes critiques associées à l'apparition des premiers modes de bifurcation au sens d'Euler (courbes rouges) sont rassemblés dans le graphique suivant en fonction de la pression interne adimensionnalisée:

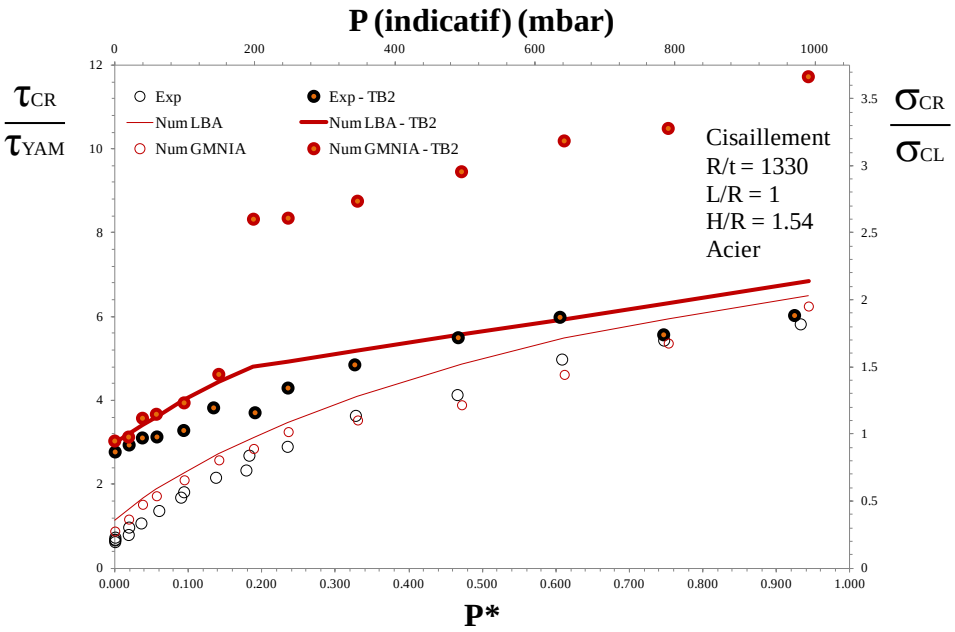


Figure 4-54. Effet de la pression - Contraintes critiques, PT, Acier-Liège, R/t=1330, L/R=1.

Rappelons que la contrainte critique de YAMAKI [YAM84] ne prend pas en compte la pression interne. Le rapport τ_{exp}/τ_{YAM} augmente considérablement avec la pression, de l'ordre de 0.7 à pression nulle pour les coques lisses, gage de qualité des spécimens, il dépasse l'unité dès P* > 0.036 (P > 40mbar) et approche la valeur de 6 pour une pression adimensionnelle P* proche de 1 (P ≈ 1000mbar). La contrainte théorique de cisaillement est atteinte dès les très faibles pressions, ce qui prouve que la pression à un apport bénéfique sur la résistance des coques, comme l'ont démontrés les travaux de recherche antérieurs.

Malgré des modules d'YOUNG de même ordre de grandeur pour le liège et le polystyrène (respectivement 6 et 3.2 MPa), les feuilles de liège sont cependant plus rigides au touché que le polystyrène, les essais sur coques multicouches sont alors déjà 2.8 fois supérieur à τ_{YAM} à

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

pression nulle pour atteindre 6 dès P* = 0.6 (P=600mbar) (l'effet des matériaux, du point de vue coque et protection thermique sera abordé au point II.5. de ce chapitre). L'apport de la protection thermique implique le dépassement de la contrainte théorique de flexion pour tous ces essais, ce qui nous permet de conclure à la présence des deux modes critiques et à une possible interaction. Cette interaction commence par se mettre en place dans le comportement post-critique, mais pour un seuil de pression suffisant, c'est bien le mode de flexion qui pilote le flambage. Pour les calculs, comme expliqué précédemment, le défaut initial de type mode de flambage en flexion conduit à surestimer les comportements critiques et post-critiques.
Malgré les essais expérimentaux difficiles aux hautes pressions, les contraintes critiques des coques lisses et multicouches tendent vers des valeurs identiques. Du point de vue mécanique, la protection thermique n'a plus d'effet sur la résistance de la structure comparativement aux effets de la pression interne.

Mis à part le cas des coques multicouches fortement pressurisées, les calculs numériques RIKS donnent des évolutions très proches des résultats expérimentaux. Les évolutions des premiers modes de bifurcation au sens d'Euler sur coques parfaites donnent aussi toujours une bonne approximation de la tendance constatée expérimentalement.

Gain apporté par la pression: Coque lisse et multicouche, Expérimental et Numérique.

Les graphiques précédents montrent que la pression interne et la protection thermique améliorent la résistance d'une coque cylindrique, le graphique suivant en quantifie les effets:

Tout comme l'effet de la pression sur les coques en Aluminium, ce graphique montre que la pression interne augmente considérablement la résistance des coques en acier. Les évolutions non linéaires tendront vers des asymptotes pour des pressions biens plus élevées que les pressions étudiées dans cette partie.

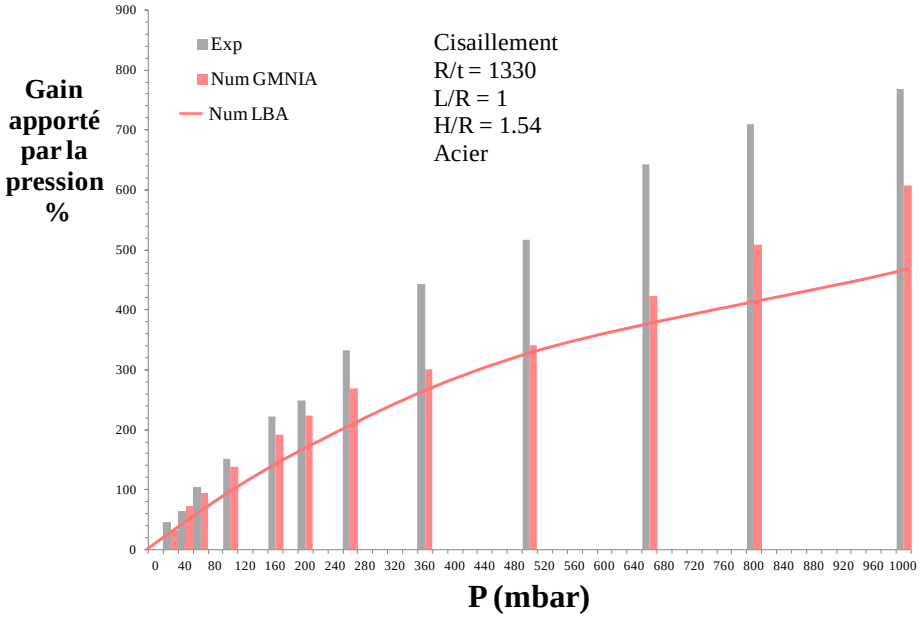


Figure 4-55. Effet de la pression - Gain en pression, PT, Acier, R/t=1330, L/R=1.

Une pression interne de seulement 20mbar, pour une coque lisse en acier, augmente sa capacité portante par rapport à la contrainte théorique de YAMAKI de 45%, de 150% à partir

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

de 100mbar et 640% dès 650mbar, soit le double comparativement aux coques en aluminium d'épaisseur double pour cette dernière pression.
Les calculs numériques LBA et GMNIA ont une même évolution mais leurs gains créent un écart conséquent avec ceux des essais expérimentaux à partir de la pression 250mbar (34 points de différence). Les coques numériques testée en Non Linéarité (RIKS) sont "imprégnées" de l'imperfection issue du calcul LBA de la coque lisse non pressurisée, et qui provient par définition du mode le plus critique pour cette coque, l'amplitude retenue devient alors trop grande pour les coques pressurisées qui se retrouvent avec une résistance réduite et donc des gains plus faibles.

Tout comme l'étude sur les coques en aluminium, cette différence de gain, induit par la pressurisation, entre la coque lisse et la coque multicouches, est expliquée par le fait que la protection thermique à un effet dominant sur la pression: une faible pression aura moins d'effet sur une coque renforcée que sur une coque simple.

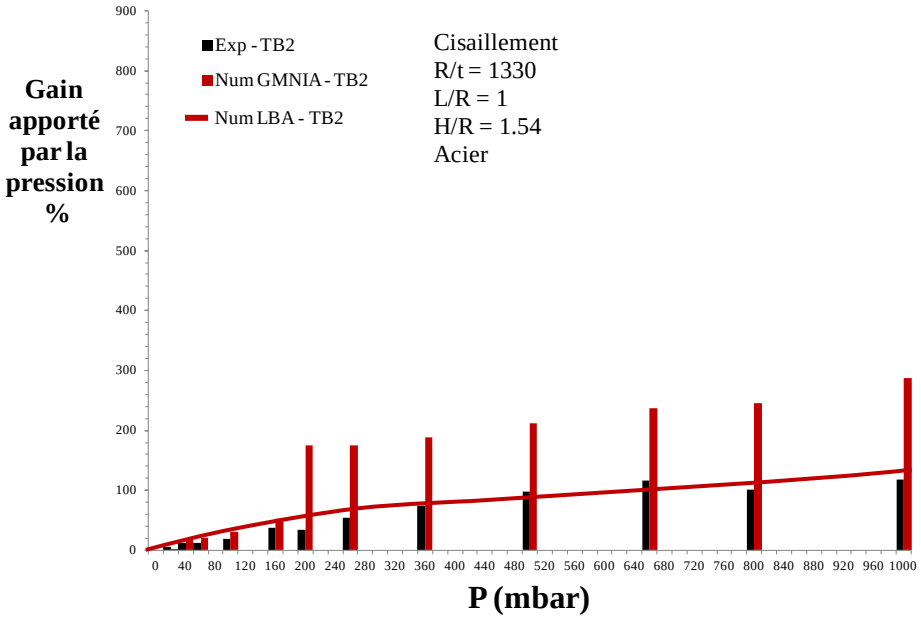


Figure 4-56. Effet de la pression - Gain en pression, PT, Acier-Liège, R/t=1330, L/R=1.

Dans le cas des coques multicouches, une telle analyse ne peut pas être prononcée, du fait du changement brutal de mode à P = 200mbar pour les calculs GMNIA. Les résultats obtenus sur les coques multicouches montrent eux aussi la même tendance, avec cette fois ci une diminution de 80 points par rapport aux coques lisses, soit un gain apporté de 6, 18 et 115% pour les pressions respectives de 20, 100 et 600mbar pour les essais expérimentaux et 7.6%, 34.8%, et 100% pour les calculs numériques LBA. Encore une fois, une faible pression aura moins d'effet sur une coque renforcée que sur une coque lisse.

Il ne faut pas perdre de vue que ces gains peuvent varier sensiblement car le calcul se base sur une coque lisse testée sans pression interne, qui est très sensible aux imperfections et peut donner des résultats légèrement différents d'une coque à l'autre. Cette variabilité n'est cependant pas très forte du fait de la mise en place des essais expérimentaux de qualité, et sera illustrée dans la partie II.8. de ce chapitre.

L'essai sur coque acier à pression nulle à été répété 4 fois afin de vérifier la reproductibilité des nos résultats en présence de défauts importants. Ces essais détaillées dans la partie II.8.5.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

montrent que le banc d'essai est très fiable et ce, malgré la présence de défauts importants dus au mode de fabrication des feuilles de cuivre (expliqué dans la partie I.3.1.) et une sensibilité accrue à ces défauts dans le cas de flambage en flexion.

Gain apporté par la protection thermique: Coque lisse et multicouche, Expérimental et Numérique.

Le graphique ci-dessous montre l'évolution du gain apporté par la protection thermique d'une coque renforcée et pressurisée par rapport à une coque lisse sollicitée dans les mêmes conditions.

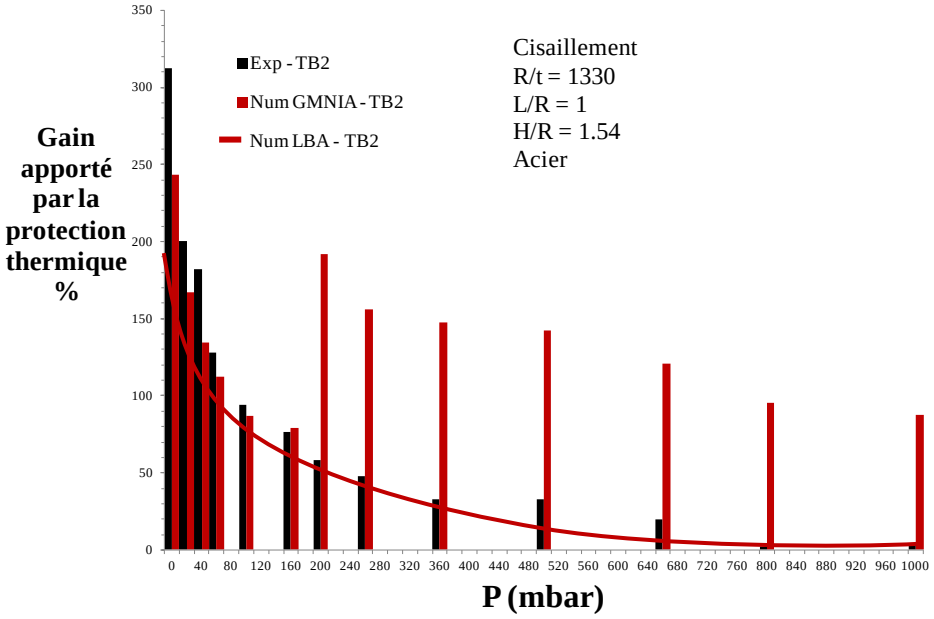


Figure 4-57. Effet de la pression - Gain de protection thermique, PT, Acier-Liège, R/t=1330, L/R=1.

La protection thermique offre un gain considérable de résistance à faible pression, dépassant les 300% à pression nulle et supérieure à 125% jusque 60mbar par rapport à la contrainte théorique de YAMAKI. L'évolution est similaire pour les calculs numériques qui affichent aussi une tendance hyperbolique, où l'effet de la couche d'isolant devient rapidement faible lorsque la pression augmente. En effet, une coque fortement pressurisée ne sera que faiblement renforcée avec un matériau léger de faibles caractéristiques mécaniques. Le changement de mode brusque à pression P=200mbar rend l'analyse difficile pour les calculs numériques GMNIA.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Comparaison aux règles de dimensionnement

Sur les mêmes bases que les essais sur coques en aluminium, les résultats sont comparés aux règles de dimensionnement:

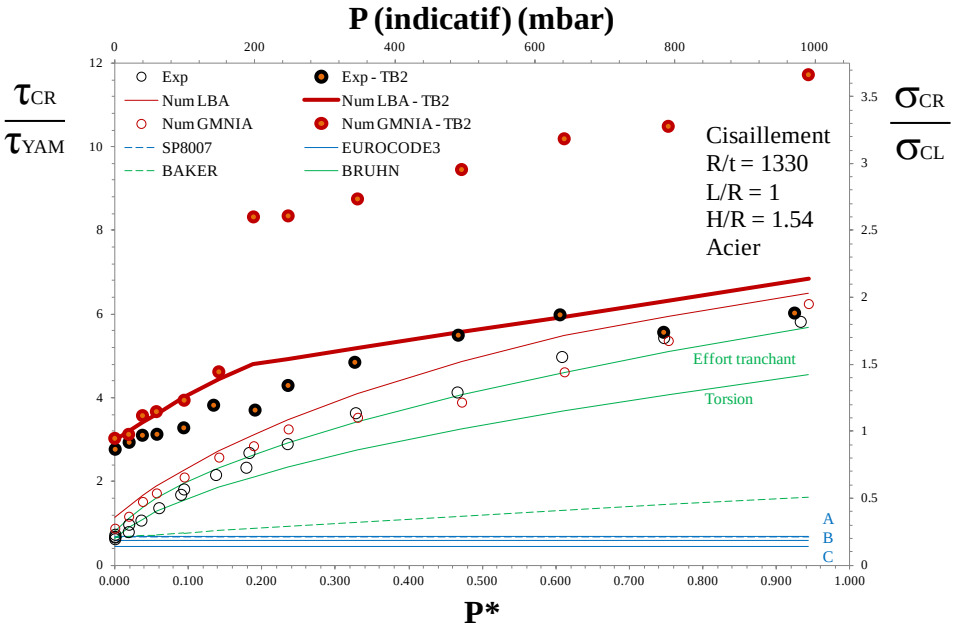


Figure 4-58. Règles - Contraintes critiques, PT, Acier-Liège, R/t=1330, L/R=1.

Les règles SP8007 et EUROCODE3 en cisaillement ne prennent pas en compte la pression interne, les contraintes critiques théoriques sont pondérées par des coefficients dit Knockdown factor dépendant de la qualité de la coque (pour ce qui est de l'EUROCODE), les essais à pression nulle dépassent déjà légèrement les contraintes NASA et EUROCODE, confirmant la bonne qualité des coques testées (Classe A identifié comme "excellent").

Les niveaux de contrainte atteints pour les coques lisses sont conformes aux propositions de BRUHN aux basses pressions, et se situe entre les courbes de cisaillement par effort tranchant et torsion. Dès que la pression adimensionnelle dépasse 0.2 (P=200mbar), les recommandations de BRUHN deviennent conservatives. Les contraintes critiques des coques multicouches sont quant à elles largement au dessus des marges torsion/effort tranchant puisque la protection thermique apporte de la résistance. A haute pression, les deux derniers essais s'en rapprochent, mais correspondent à des essais délicats puisqu'un glissement est apparu au collage sur la frette inférieure.

II.2.3. Cisaillement sur coques Cuivre-Polystyrène: Z = 5155

Une dernière étude en pression cisaillement PT est proposée ici sur des coques en cuivre d'épaisseur 0.1mm, recouvertes pour le cas des coques multicouches d'une feuille de polystyrène d'épaisseur 3.7mm collée avec des bandes adhésives double face.
Ces essais sont menés sur des coques deux fois plus grandes, de rapport L/R=2 et de paramètre de BATDORF Z=5155, quatre fois plus élevé que précédemment.
Cette fois-ci, seules les basses pressions ont été étudiées 0, 20, 40, 100 et 200mbar avec au total 11 essais, essentiellement focalisés sur les besoins d'évaluation du dimensionnement de la fusée Ariane5 dans le cas de basses pressions (lanceur sur le pas de tir).

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Courbes contraintes/déplacement: Coque lisse et multicouche, Expérimental.

Comme attendu, les coques multicouches (traits épais) sur la Figure 4-59 sont plus résistantes que les coques lisses (traits fins) aux basses pressions et tendent à se rapprocher lorsque la pression augmente.

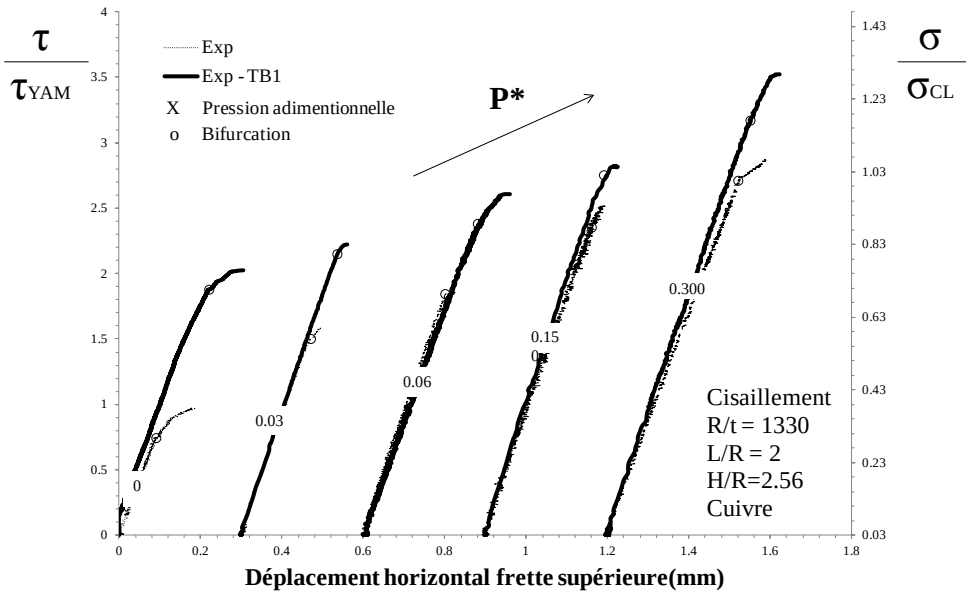


Figure 4-59. Effet de la pression - Courbes expérimentales, PT, Cuivre-Polystyrène, R/t=1330, L/R=2.

Quel que soit l'essai, la réponse au chargement, se compose d'un comportement pré-critique linéaire, jusqu'à une bifurcation d'équilibre traduisant la formation de cloques sur les flancs des spécimens, suivie d'une branche post-critique stable engendrant une accélération des déplacements jusqu'au collapse. La pression diminue la branche post-critique et augmente la résistance.

Seule une étude numérique de recherche des bifurcations d'équilibre au sens d'Euler a été faite pour ces essais, les modes critiques sont comparés ci-dessous avec les déformations permanentes dues au collapse.

Modes critiques: Coque lisse, Expérimental et Numérique.

L'examen des modes critiques est réalisé Figure 4-60 et Figure 4-61 avec les images représentant les déformations des coques ayant atteint le collapse:

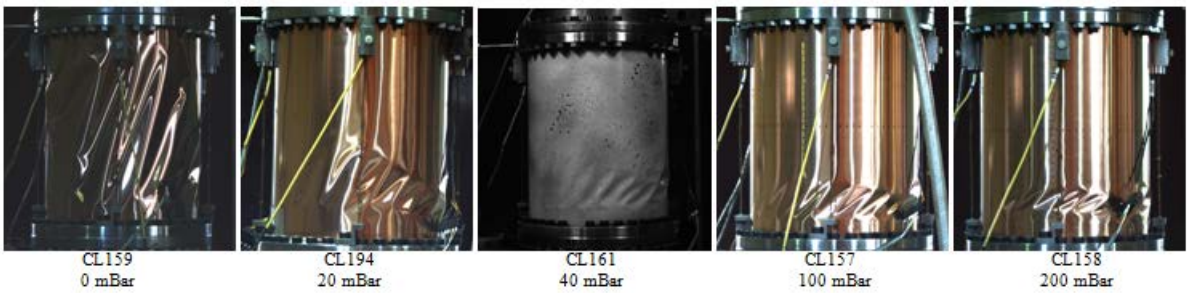


Figure 4-60. Effet de la pression - Modes critiques expérimentaux, PT, Cuivre, L/R = 2, R/t = 1330, H/R = 2.56 (fibre neutre)

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

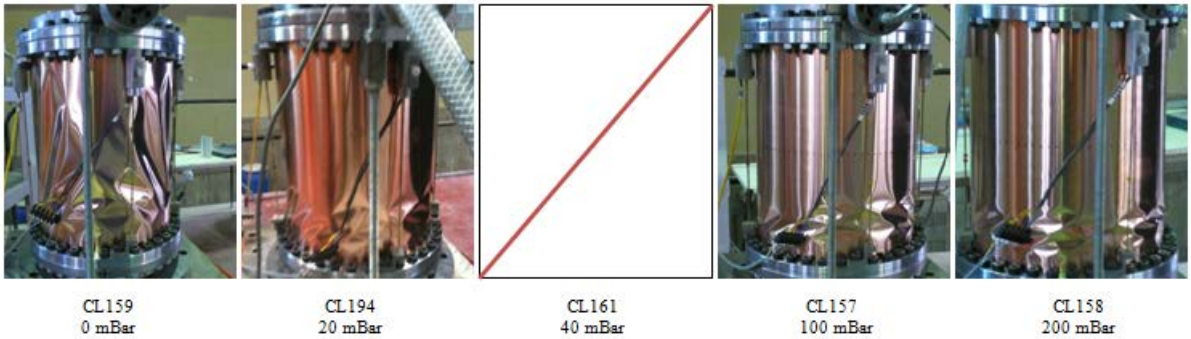


Figure 4-61. Effet de la pression - Modes critiques expérimentaux, PT, Cuivre, L/R = 2, R/t = 1330, H/R = 2.56 (fibre comprimée)

Ces essais de cisaillement de coques pressurisées font apparaitre un mode post-critique constitué de cloques dont les longueurs d'onde axiale et circonférentielle sont importantes aux basses pressions. La photo fibre comprimée de la coque CL161 n'a pas été prise, l'augmentation de la pression conduit à l'inclinaison des cloques qui se concentrent de plus en plus en fibre comprimée, laissant apparaître des cloques dites en pointe de diamant en partie basse, signe d'un mode de flambage en flexion.

Ceci est confirmé par l'étude des modes critiques dans le cas du flambage linéaire au sens du calcul d'Euler. Ces calculs montrent cette même évolution, avec une prédominance du mode en flexion dès la pression de 100mbar soit P* = 0.150.

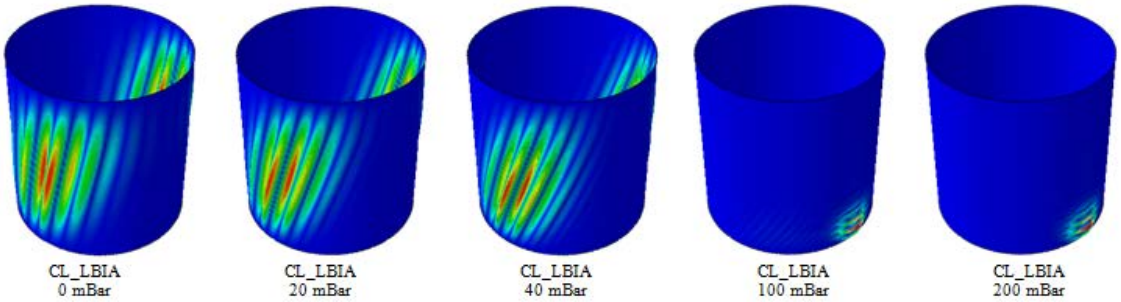


Figure 4-62. Effet de la pression - Modes critiques LBA, PT, Cuivre, L/R = 2, R/t = 1330, H/R = 2.56

<u>Modes critiques: Coque multicouche, Expérimental et Numérique.</u>

Nous examinons ci-dessous, les modes critiques obtenus sur les coques multicouches, constituées d'un feuillard de cuivre d'épaisseur 0.1mm et d'une feuille de polystyrène d'épaisseur 3.7mm.

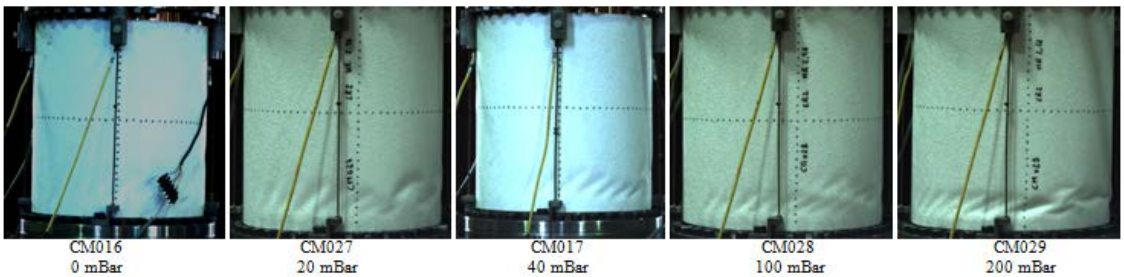


Figure 4-63. Effet de la pression - Modes critiques expérimentaux, PT, Cuivre-Polystyrène, L/R = 2, R/t = 1330, H/R = 2.56 (fibre neutre)

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

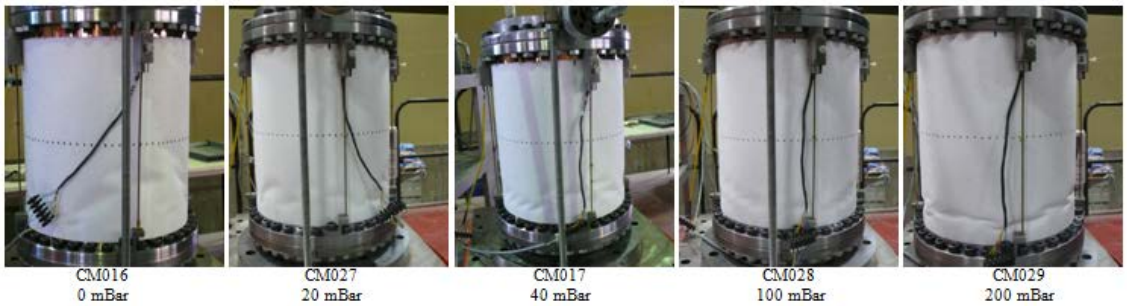


Figure 4-64. Effet de la pression - Modes critiques expérimentaux, PT, Cuivre-Polystyrène, L/R = 2, R/t = 1330, H/R = 2.56 (fibre comprimée)

Pour l'ensemble des coques multicouches sollicitées en cisaillement, et pour différents niveaux de pression interne, des cloques de longueurs d'ondes axiales très courtes même apparaissent à la bifurcation même pour les essais sans pression interne. La protection thermique inhibe les premiers modes de flambage en cisaillement pour se diriger vers un mode de flexion, elle permet aussi d'améliorer la capacité portante. Les cloques se resserrent vers la partie inférieure de la fibre comprimée. La quatrième coque présente deux rangée de cloques, la cause provient surement de la présence de défaut initiaux car elle avait été préalablement testée en compression pour une autre étude au sein du laboratoire sans avoir été chargée jusqu'au collapse. Cette coque "usagée" à tout de même donnée des résultats respectables, démontrant encore une fois d'une sensibilité aux défauts réduite en cisaillement.

Le mode de flexion apparait aussi très rapidement pour ce qui est de l'analyse des modes critiques au sens d'Euler, menée sur coque multicouches pressurisées. On note le passage d'un mode de type flambage par cisaillement pour lequel les ondes caractéristiques se situent sur les flancs de la coque vers un mode de type flexion pour lequel les cloques sont confinées sur la fibre comprimée, ceci dès les très faibles pressions (20mbar sur la Figure 4-65).

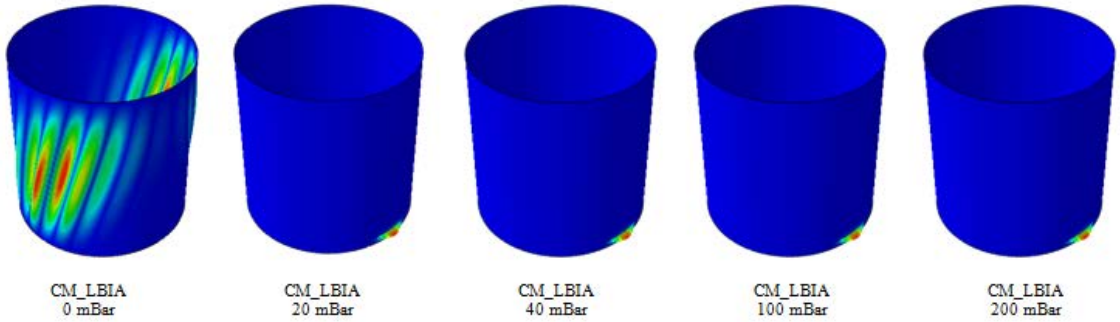


Figure 4-65. Effet de la pression - Modes critiques LBA, PT, Cuivre-Polystyrène, L/R = 2, R/t = 1330, H/R = 2.56

<u>Contraintes critiques: Coque lisse et multicouche, Expérimental et Numérique.</u>

Les contraintes critiques associées aux points de bifurcation observés lors des essais expérimentaux (cercles noir fins pour coques lisses et épais pour coques multicouches) et les contraintes critiques issues des calculs de bifurcation d'Euler (courbes rouges) sont rassemblées dans le graphique suivant, en fonction de la pression interne adimensionnalisée:

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

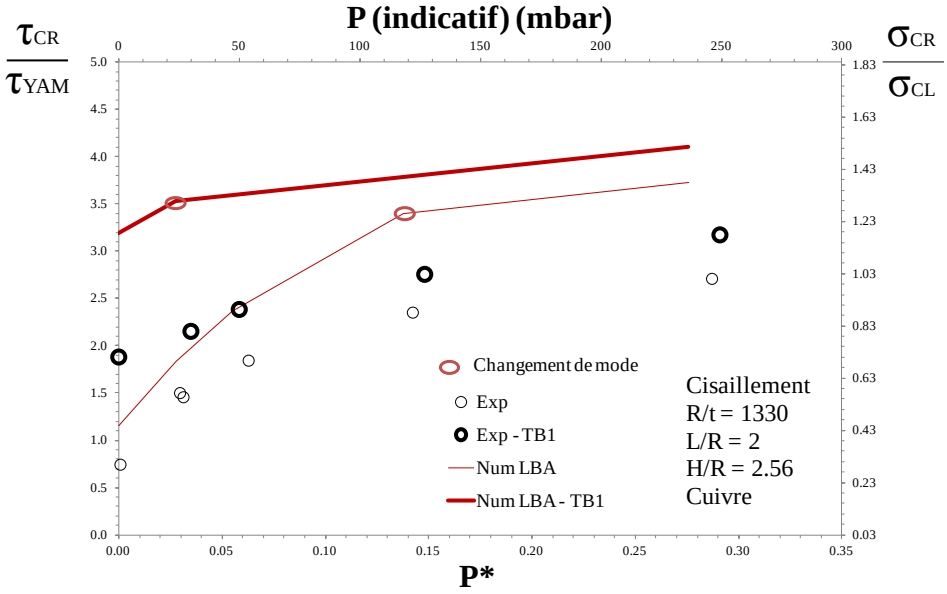


Figure 4-66. Effet de la pression - Contraintes critiques, PT, Cuivre-Polystyrène, L/R = 2, R/t = 1330, H/R = 2.56.

La contrainte critique de YAMAKI [YAM84] ne prenant pas en compte la pression, la contrainte critique de bifurcation augmente considérablement avec la pression; le rapport d'environ 0.7 à pression nulle pour les coques lisses, signifie une qualité de classe A des spécimens selon l'EUROCODE 3, la contrainte critique approche la contrainte théorique dès P* > 0.30 (P > 200mbar). Les coques multicouches sont presque 2 fois supérieures à la contrainte théorique de YAMAKI [YAM84] pour atteindre la valeur de 3 pour une pression adimensionnelle P* de 0.3 (P = 200mbar).

La zone de changement de mode déterminée à l'aide du calcul numérique à été marquée d'une ellipse rouge, ce transfert du mode de cisaillement au mode de flexion se fait lorsque la contrainte classique en flexion est dépassée de 20%. Pour les essais réels, la prédominance en flexion peut être constatée lorsque la contrainte de bifurcation en flexion dépasse la contrainte classique.

<u>Gain apporté par la pression: Coque lisse et multicouche, Expérimental et Numérique.</u>

L'effet de la pression interne est quantifié sur le graphique suivant:

Le graphique ci après montre que l'insertion d'une faible pression (20mbar) double la résistance d'une coque lisse par rapport à la contrainte théorique de YAMAKI alors qu'elle n'améliore que de 15% celle des coques multicouches. L'apport de résistance augmente avec la pression ainsi que l'écart entre les gains des deux types de coques.

L'évolution des essais numériques suit la même tendance, avec des valeurs amoindries du fait de simulations sur coques parfaites.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

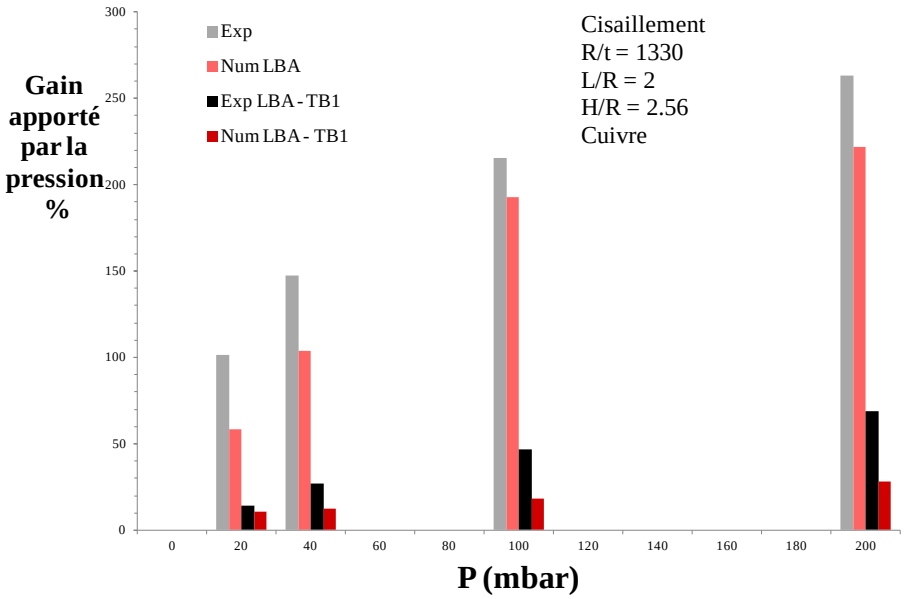


Figure 4-67. Effet de la pression - Gain en pression, PT, Cuivre-Polystyrène, L/R = 2, R/t = 1330, H/R = 2.56.

Les gains sont calculés à partir de la contrainte critique d'une coque lisse chargée à pression nulle, sensible aux imperfections. Cette contrainte critique peut alors varier en fonction de l'essai malgré la robustesse du banc (illustré dans la partie II.8.5. Reproductibilité des résultats). Ces résultats annoncent ici une tendance.

Gain apporté par la protection thermique: Coque lisse et multicouche, Expérimental et Numérique.

Le graphique ci-dessous montre l'évolution du gain apporté par la protection thermique d'une coque renforcée et pressurisée par rapport à une coque lisse sollicitée dans les mêmes conditions.

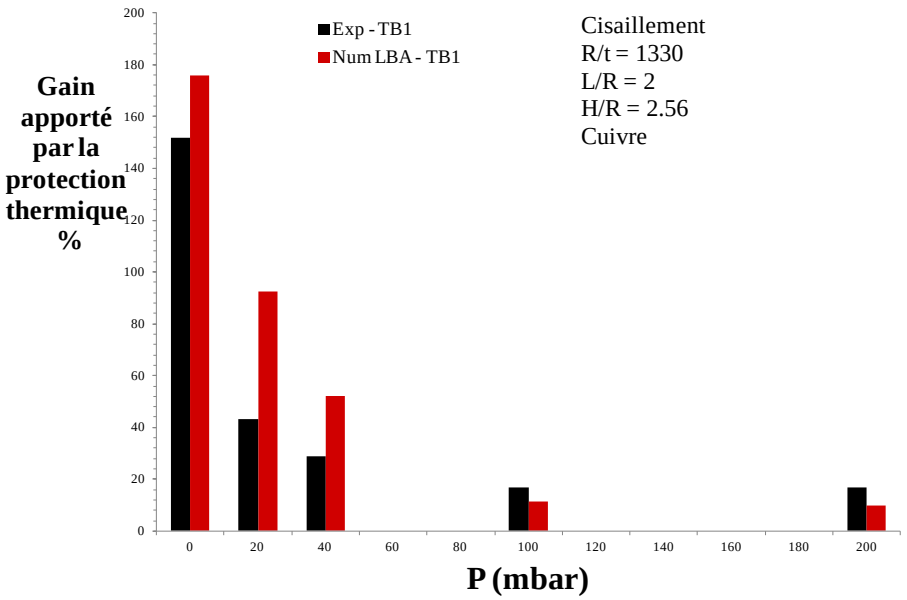


Figure 4-68. Effet de la pression - Gain du à la protection thermique, PT, Cuivre-Polystyrène, L/R = 2, R/t = 1330, H/R = 2.56.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

La protection thermique offre un gain important de résistance à faible pression par rapport à la coque lisse. Le gain atteint les 150% à pression nulle et décroit rapidement pour atteindre 30% à 40mbar. L'évolution est similaire pour les calculs numériques qui affichent cependant des valeurs légèrement plus hautes aux faibles pressions, puis plus basse à partir de 100mbar. Cet inversement coïncide avec le changement de mode de cisaillement en flexion des coques lisses. L'évolution reste hyperbolique, traduisant que l'effet bénéfique de la couche d'isolant diminue lorsque la coque est consolidée par de fortes pressions.

Comparaison aux règles de dimensionnement

Sur les mêmes bases que pour les essais sur coques en aluminium, les résultats sont ici comparés aux règles de dimensionnement:

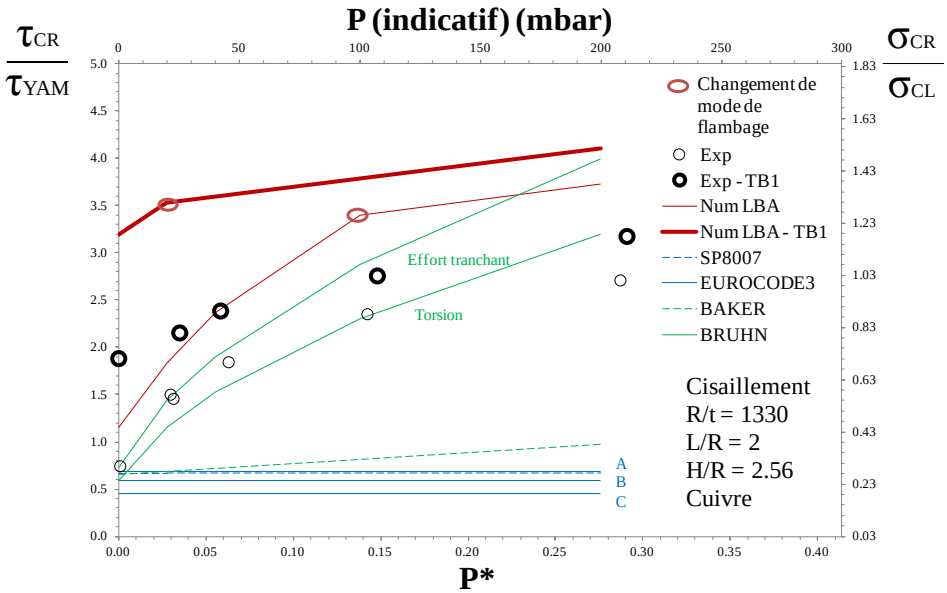


Figure 4-69. Règles - Contraintes critiques, PT, Cuivre-Polystyrène, L/R = 2, R/t = 1330, H/R = 2.56.

Les niveaux de contrainte atteints des coques lisses sont conformes aux propositions de BRUHN en basse pression en se situant entre les courbes de cisaillement par effort tranchant et torsion mais BRUHN n'est plus conservatif dès les pressions modérées. Les contraintes critiques des coques multicouches largement au-dessus des recommandations de BRUHN aux basses pressions, passent en dessous à partir de P* = 0.15.

La pression et la protection thermique ont un effet positif sur la résistance des coques cylindriques métalliques soumises à un chargement de cisaillement, mais le mode de flambage en cisaillement se retrouve perturbé après un seuil de pressurisation qui dépend des matériaux et géométrie des coques. Qu'en est-il de la réponse à ces deux paramètres dans le cas de la flexion? Une étude aux basses pressions est proposée ci-après.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

II.2.4. Flexion sur coques Aluminium-Polystyrène: R/t = 665

Une première étude sous charge combinée de pression et flexion PM est proposée ici sur des coques en aluminium d'épaisseur 0.2mm, recouvertes pour les coques multicouches d'une feuille de polystyrène d'épaisseur 3.7mm collée avec des bandes adhésives double face.
Ces essais, menés sur des coques dont le rapport L/R vaut 2, concernent les basses pressions 0, 20, 40, 100 et 200mbar, pour un total de 14 essais. Le moment de flexion est généré par un effort tranchant appliqué à un mât qui est solidaire de la frette supérieure de la coque. L'effort tranchant est appliqué à une hauteur H telle que le rapport H/R est égal à 13.54 et favorise le mode de flambage en flexion.

Courbes contraintes/déplacement: Coque lisse et multicouche, Expérimental.

Les courbes en flexion de la Figure 4-70 représentent les évolutions de la contrainte au droit de la fibre comprimée en fonction de l'écrasement de cette même fibre, pour le cas des coques lisses (traits fins) et des coques multicouches (traits épais). Les pressions de 0 à 200mbar donnent des valeurs de P* (indiquées sur chaque courbe). Pour l'ensemble des graphiques présentés dans ce chapitre, la lecture des contraintes de flexion se fait sur l'axe des ordonnées secondaire situé à droite. Le déplacement est ici mesuré avec le capteur LVDT vertical positionné sur la fibre comprimé de la coque.

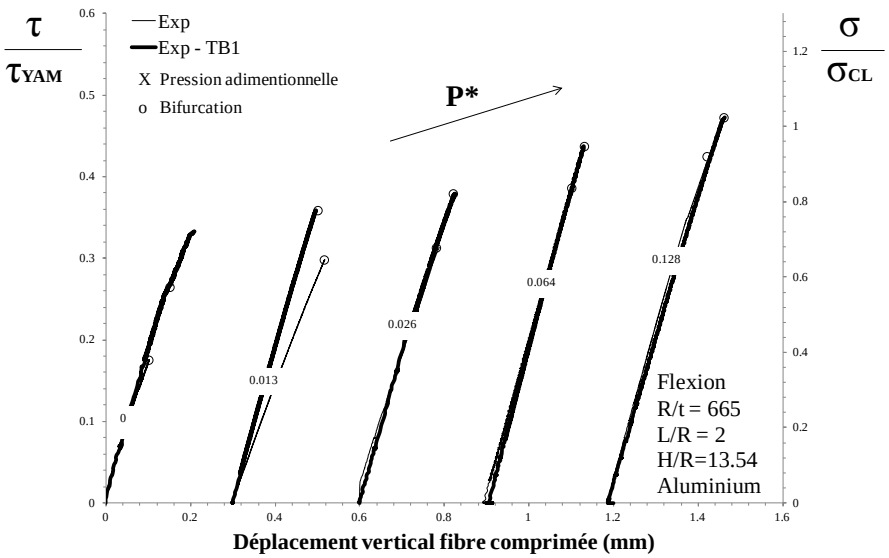


Figure 4-70. Effet de la pression - Courbes expérimentales, PM, Aluminium-Polystyrène, R/t=665, L/R=2.

L'ensemble de ces essais présentent un aspect similaire, avec un comportement pré-critique linéaire qui s'achève par une bifurcation d'équilibre (indiquées par un cercle sur la figure), entrainant une branche bifurquée instable. Dans ces cas de figure, le point de bifurcation traduisant le cloquage est confondu avec le collapse de la structure. Le second essai sur coque lisse (P*=0.03 ou P=20mbar et trait fin) présente ce même type d'évolution mais avec une pente légèrement moins prononcée que les autres, les modules d'YOUNG étant proches malgré l'utilisation de plusieurs clinquants (67000 et 70000Mpa) ne semblent pas en être la cause, mais plutôt un défaut de conception qui n'aurait pas été décelé (collage ou coque légèrement déformée). Le premier essai de la coque multicouche à pression nulle présente après la bifurcation un changement de rigidité coïncidant avec l'apparition des cloques, la

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

branche post-critique reste stable. Cet essai n'a malheureusement pas été doublé mais ce comportement est très certainement du à un défaut de collage.

L'évolution générale montre que la pression efface les défauts initiaux de la coque et augmente ainsi leur résistance au flambage par flexion, phénomène constaté dans les études approfondies de MATHON [MATh04] et DA-SILVA[DAS10]. Cet effet se retrouve aussi sur les coques multicouches, qui par l'ajout d'une simple couche de matériaux léger, ont une contrainte critique plus grande.

Une analyse numérique linéaire en bifurcation LBA à été faite pour ces essais, ils sont comparés ci-dessous avec les déformées obtenues lors du collapse des essais expérimentaux.

Modes critiques: Coque lisse, Expérimental et Numérique.

Les modes critiques décrits Figure 4-71 et Figure 4-72 correspondent aux déformations obtenues généralement au-delà du collapse, l'essai n'étant pas à déplacement imposé, mais à charge imposée, une butée mécanique vient cependant éviter de trop grandes déformations de la coque :

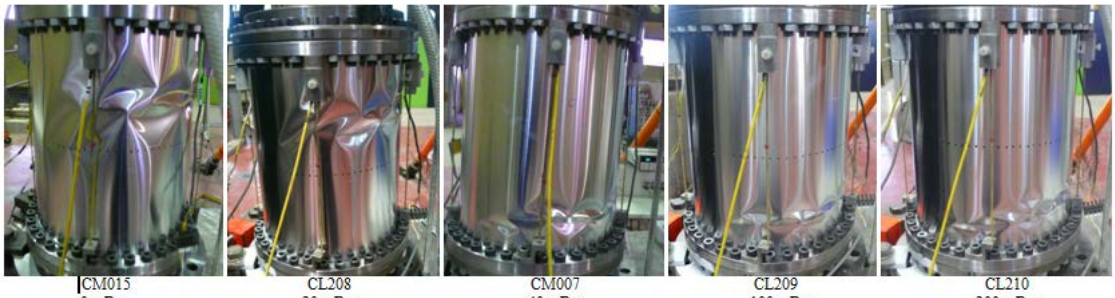


Figure 4-71. Effet de la pression - Modes critiques expérimentaux, PM, Aluminium, L/R = 2, R/t = 665, H/R = 13.54 (fibre neutre)

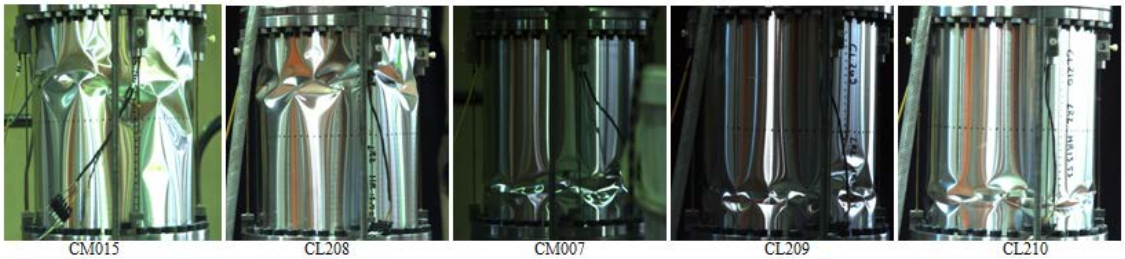


Figure 4-72. Effet de la pression - Modes critiques expérimentaux, PM, Aluminium, L/R = 2, R/t = 665, H/R = 13.54 (fibre comprimée)

Ces essais de flexion avec pression interne font apparaitre un mode post-critique constitué de cloques en pointes de diamant, centrées sur la fibre comprimée. Ces cloques, se propagent sur la circonférence de la coque jusqu'au joint de recouvrement. D'amplitude très importante aux basses pressions, les cloques se réduisent en taille (longueur d'onde axiale et circonférentielle) lorsque la pression augmente. La position haute des cloques sur les premiers essais montre la qualité moyenne des coques; beaucoup plus sensibles aux défauts en flexion, les cloques vont s'initier au niveau d'un défaut local invisible à l'œil nu, la pression interne supprime ces défauts, les cloques se concentrent alors dans la partie basse, là où la contrainte est maximale.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Les résultats numériques obtenus sur des géométries parfaites, montrent que les premiers modes critiques de bifurcation d'Euler, se retrouvent bien confinée en partie basse de la fibre comprimée, et cela quelle que soit la pression.

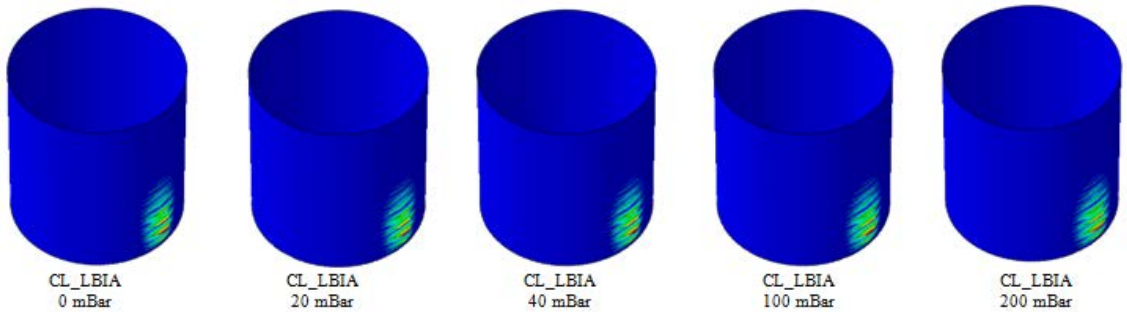


Figure 4-73. Effet de la pression - Modes critiques LBA, PM, Aluminium, L/R = 2, R/t = 665, H/R = 13.54

Modes critiques: Coque multicouche, Expérimental et Numérique.

Des coques en aluminium d'épaisseur 0.2mm sont maintenant recouvertes d'une feuille de polystyrène d'épaisseur 3.7mm, nous détaillons ci-après les modes critiques obtenus lors de la campagne expérimentale.

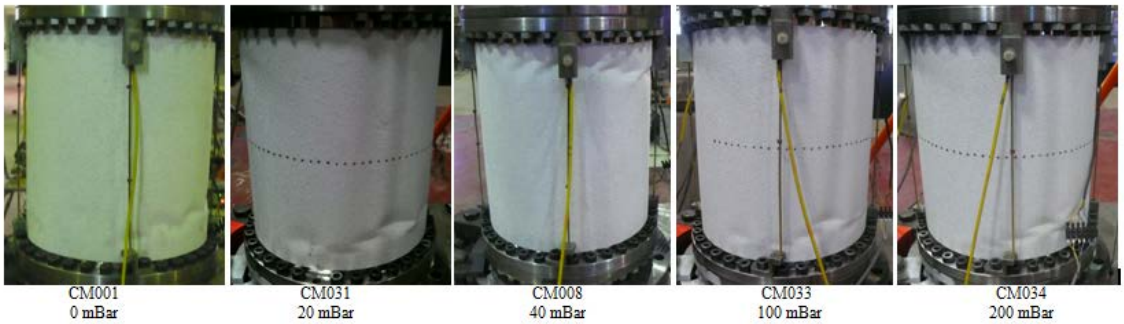


Figure 4-74. Effet de la pression - Modes critiques expérimentaux, PM, Aluminium-Polystyrène, L/R = 2, R/t = 665, H/R = 13.54 (fibre neutre)

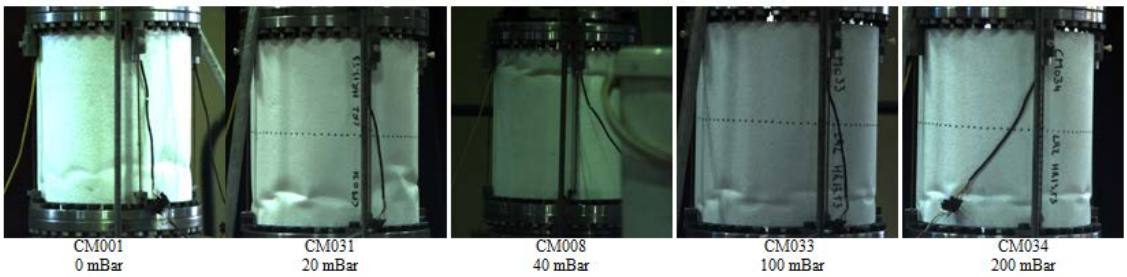


Figure 4-75. Effet de la pression - Modes critiques expérimentaux, PM, Aluminium-Polystyrène, L/R = 2, R/t = 665, H/R = 13.54 (fibre comprimée)

On constate que la couche de polystyrène réduit les longueurs d'ondes des cloques formées sur les spécimens. Seul un essai (P=40mbar) présente ici des cloques en partie haute de la coque. Cette coque présentait un défaut identifiable visuellement à ce niveau, notons par contre que la charge critique reste convenable, la protection thermique semble effacer le caractère fragile des coques comportant des défauts initiaux.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Le mode de type flexion apparait clairement pour les simulations numériques, les déformations sont concentrées en partie basse de la zone comprimée avec une longueur d'onde axiale réduite en présence de la couche d'isolant.

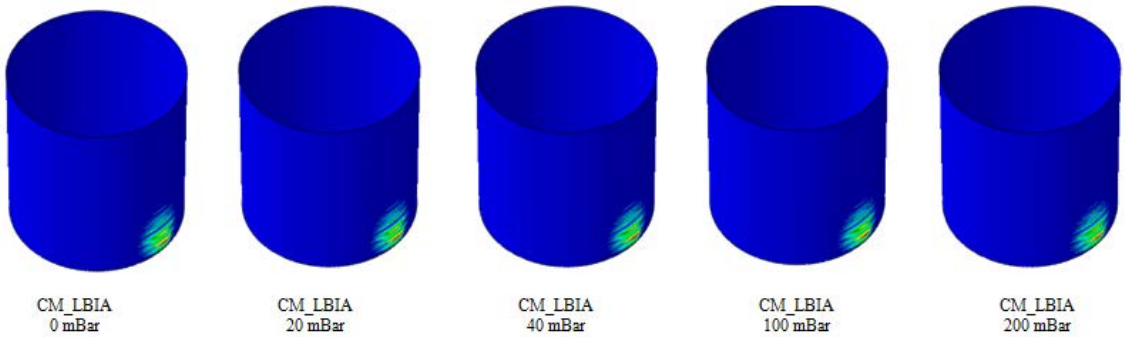


Figure 4-76. Effet de la pression - Modes critiques LBA, PM, Aluminium-Polystyrène, L/R = 2, R/t = 665, H/R = 13.54

<u>Contraintes critiques: Coque lisse et multicouche, Expérimental et Numérique.</u>

Les charges de bifurcation obtenues lors des essais expérimentaux (cercles noir fins pour coques lisses et épais pour coques multicouches) ainsi que les contraintes critiques qui correspondent à l'apparition des modes critiques au sens d'Euler (courbes rouges) sont positionnées dans le même graphe en fonction de la pression interne adimensionnelle P*. Les pressions en mbar sont données sur l'axe des abscisses secondaire (axe supérieur) à titre indicatif.

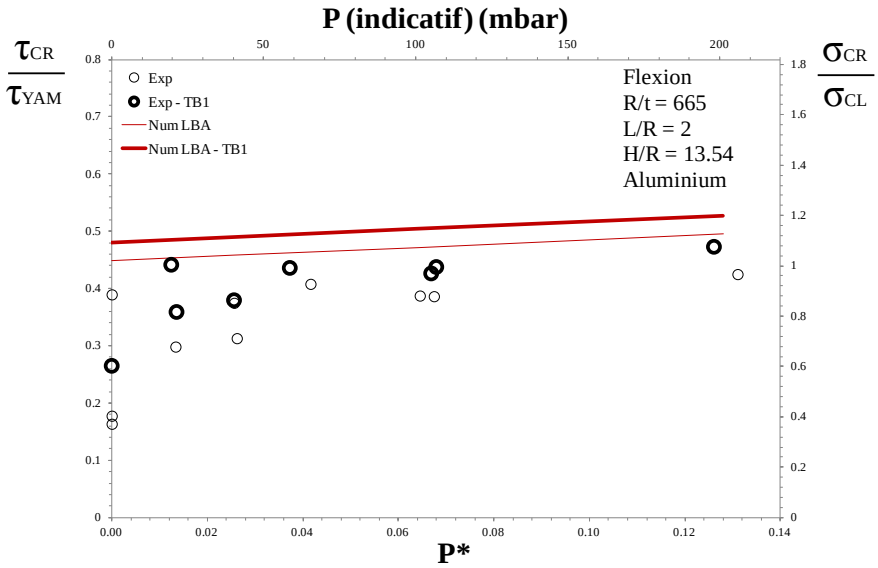


Figure 4-77. Effet de la pression - Contraintes critiques, PM, Aluminium-Polystyrène, L/R = 2, R/t = 665, H/R = 13.54.

Malgré les faibles niveaux de pression, la contrainte critique augmente très vite et approche la contrainte classique à P* = 0.13 (P=200mbar) pour les coques lisses. Tous les résultats des essais expérimentaux sont données dans ce graphique, malgré un champ de réponses plus contrasté du fait de la grande sensibilité des coques en flexion, la conclusion d'un apport de résistance de la protection thermique peut être ici validé, la contrainte classique est dépassée cette fois ci dès les 100 mbar (P* > 0.07).

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Du point de vue cisaillement, la contrainte critique de YAMAKI [YAM84] est loin d'être atteinte ($\tau_{exp}/\tau_{YAM} < 0.5$), prouvant l'effet prédominant de la flexion.

Gain apporté: Coque lisse et multicouche, Numérique.

Le caractère plus aléatoire des contraintes critiques en flexion qu'en cisaillement, du fait d'une sensibilité plus importante aux défauts en basses pressions, ne permet pas d'évaluer efficacement les gains apportés par la pression et par la protection thermique tant du point de vue expérimental. Seul les calculs numériques linéaires ont été analysés ici:

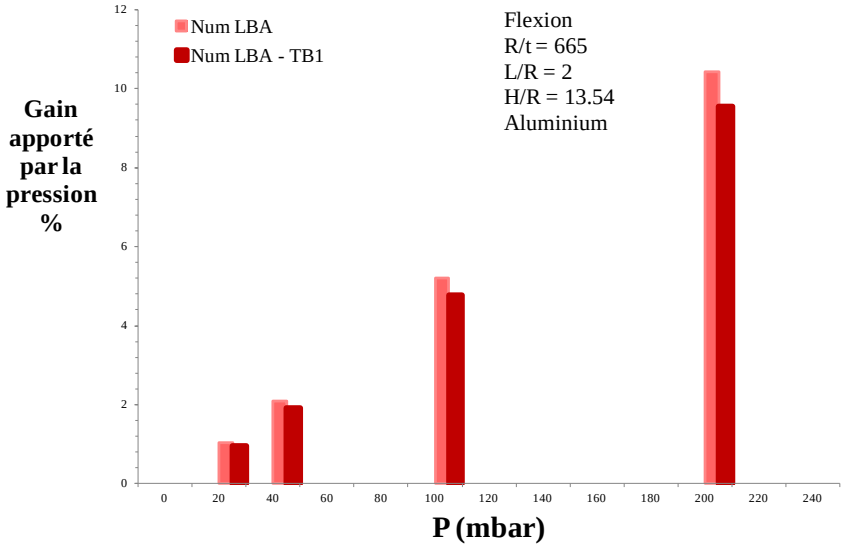


Figure 4-78. Effet de la pression - Gain en pression, PM, Aluminium-Polystyrène, L/R = 2, R/t = 665, H/R = 13.54.

Le gain apporté à la résistance de la coque est ici linéaire à la charge de pression appliquée, que ce soit pour les coques lisses ou multicouche. La pression a légèrement moins d'effet sur les coques recouvertes d'une protection thermique.

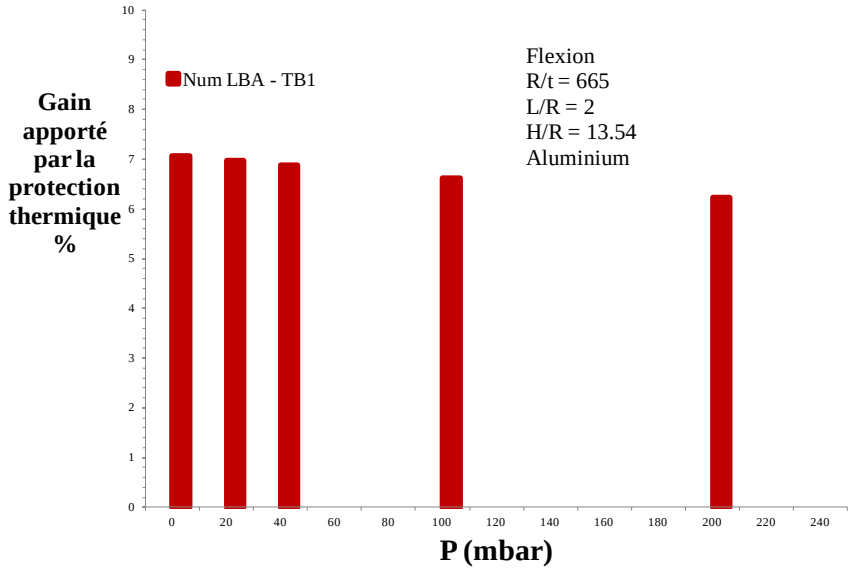


Figure 4-79 Effet de la pression - Gain du à la protection thermique, PM, Aluminium-Polystyrène, L/R = 2, R/t = 665, H/R = 13.54.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Le gain apporté par la protection thermique diminue lentement avec l'application de la pression interne et cette évolution semble linéaire comme ce que l'on pouvait imaginer avec les deux évolutions parallèles de la Figure 4-77.

Comparaison aux règles de dimensionnement

Les résultats expérimentaux et numériques en flexion seront ici comparés aux 2 règles, SP8007 et EUROCODE3 qui ont été présentées dans le chapitre 2 pour l'interaction pression interne/flexion. Sauf précision, c'est la contrainte de cloquage nette (l'effet de fonds est donc déduit de la contrainte totale) qui est retenue. Les charges critiques issues de la NASA SP8007 sont donc celles relatives au flambage « local », sans prise en compte de l'effet membrane (coefficient 0.5, voir chapitre 2).

Tout comme les graphiques précédents, les résultats sont présentés dans un espace possédant deux axes en ordonnées : à gauche, la contrainte critique de cisaillement, ramenée à la contrainte de YAMAKI ; à droite, la contrainte critique totale de flexion (avec l'effet de fonds apporté par la pression), ramenée à la contrainte classique.

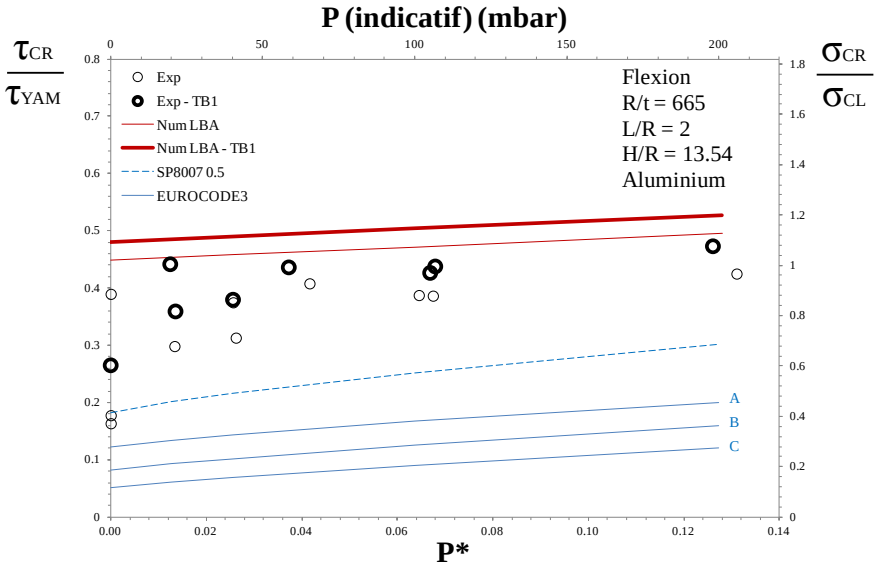


Figure 4-80. Règles - Contraintes critiques, PM, Aluminium-Polystyrène, L/R = 2, R/t = 665, H/R = 13.54.

Dans le cas de la flexion, la recommandation SP8007 et l'EUROCODE3 sont très conservatifs par rapport à nos résultats d'essais expérimentaux mais aussi numériques LBA. La disparité des résultats à pression nulle due à une sensibilité importante aux défauts en flexion montre tout de même une qualité exemplaire des coques fabriquées au sein du laboratoire car supérieures à la classe A désignée comme excellente par l'EUROCODE3.

II.2.5. Flexion sur coques Cuivre-Polystyrène: R/t = 1330

Une seconde évaluation de l'effet de la pression et de la protection thermique pour des charges combinées de pression et flexion PM est proposée sur des coques en cuivre d'épaisseur 0.1mm, recouvertes pour les cas des coques multicouche d'une feuille de polystyrène d'épaisseur 3.7mm collée avec des bandes adhésives double face.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Cette étude plus sommaire traite des pressions de 0, 20 et 40mbar, sur 10 coques dont le rapport L/R est égal à 2. Le moment de flexion est généré par un effort tranchant appliqué sur un mât solidaire de la frette supérieure de la coque, à une hauteur H telle que, pour cette étude, le rapport H/R est égal à 13.54. Rappelons que d'après l'étude bibliographique, lorsque le rapport H/R devient supérieur à 10.5, le mode est alors purement de type flexion.

Courbes contraintes/déplacement: Coque lisse et multicouche, Expérimental.

Les évolutions des contraintes en fonction de l'écrasement de la fibre comprimée des coques lisses (traits fins) et multicouches (traits épais) sont présentées Figure 4-81. Les pressions de 0 à 40mbar donnent des valeurs de P* basses (indiquées sur chaque courbe).

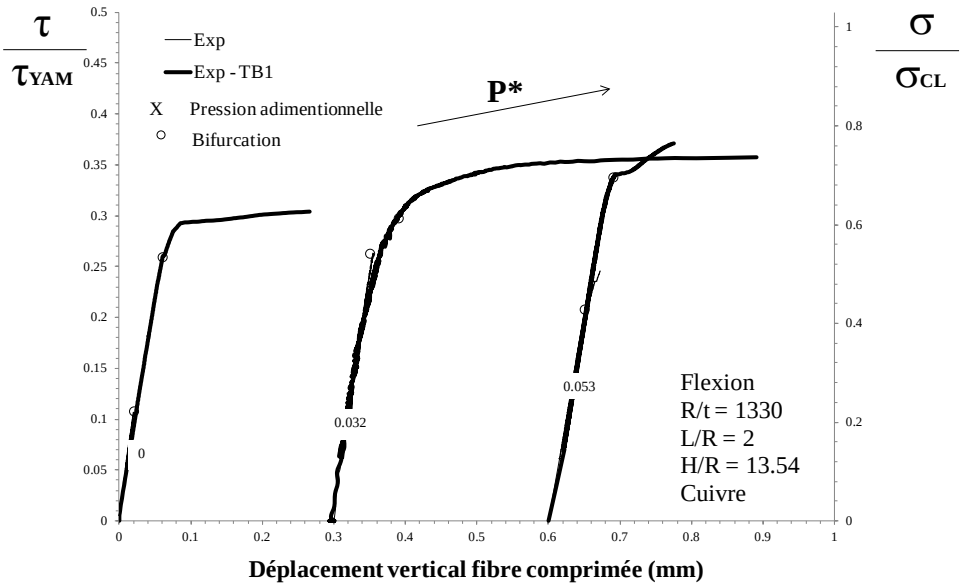


Figure 4-81. Effet de la pression - Courbes expérimentales, PM, Cuivre-Polystyrène, R/t=1330, L/R=2.

Les 6 essais rassemblés ici présentent des évolutions très variées: les courbes des deux premiers essais sur coques lisses, (P*=0 et P*=0.032) ont des comportements attendus en flexion: une branche fondamentale linéaire suivie d'une bifurcation d'équilibre (indiquées par un cercle sur la figure), entrainant une branche bifurquée instable. La troisième possède, après sa bifurcation d'équilibre une branche post-critique stable, généralement due à la présence d'un défaut localisé sur la coque, provenant de la conception ou de la qualité du clinquant.
Ce deuxième type de comportement se retrouve sur les coques multicouches, où le caractère instable de la branche post-critique est modifié par la couche de protection thermique, qui de part son épaisseur très grande (3.7mm) comparée à celle du clinquant (0.1mm) empêche la coque de s'effondrer. La seconde courbe est cependant différente, puisqu'elle ne possède plus de bifurcation nette, mais un régime pré-critique non-linéaire dû à la présence de défauts trop importants.

L'essai sur coque multicouche cuivre polystyrène à pression nulle à été répété 3 fois afin de vérifier la reproductibilité des nos résultats en présence de défauts importants. Ces essais détaillées dans la partie II.8.5. montrent que le banc d'essai est très fiable et ce, malgré la présence de défauts importants dus au mode de fabrication des feuilles de cuivre (expliqué dans la partie I.3.1.) et une sensibilité accrue à ces défauts dans le cas de flambage en flexion.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Modes critiques: Coque lisse, Expérimental et Numérique.

Les Figure 4-82 et Figure 4-83 montrent les modes critiques des coques lisses sollicitées jusqu'à la ruine:

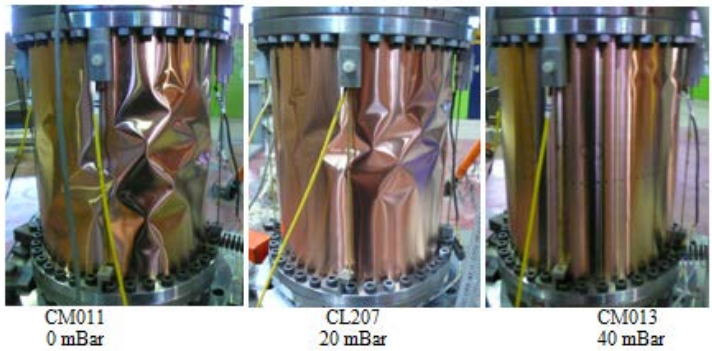


Figure 4-82. Effet de la pression - Modes critiques expérimentaux, PM, Cuivre, L/R = 2, R/t = 1330, H/R = 13.54 (fibre neutre)

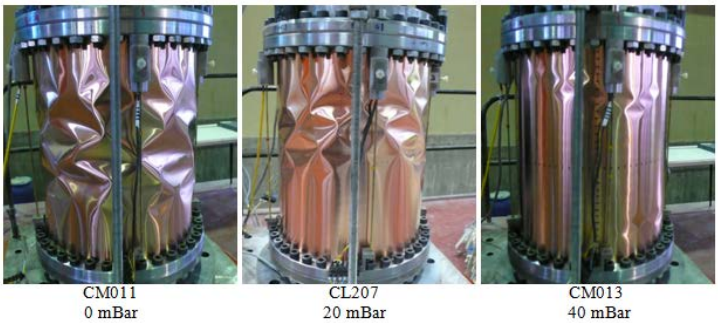


Figure 4-83. Effet de la pression - Modes critiques expérimentaux, PM, Cuivre, L/R = 2, R/t = 1330, H/R = 13.54 (fibre comprimée)

Tout comme les coques aluminium analysées précédemment, ces essais de flexion avec pression interne font apparaitre un mode post-critique constitué de cloques en pointes de diamant, centrées sur la fibre comprimée, et se propageant sur la circonférence de la coque jusqu'au joint de recouvrement. Le premier essai à pression nulle fait apparaitre des cloques dont l'amplitude est très importante, puis elle diminue à P*=0.032 (20mbar). La butée mal réglée du troisième essai fait apparaitre de très petites cloques qui auraient pu se propager légèrement plus. La localisation des cloques, en partie haute des coques et même aux deux extrémités pour le dernier essai, confirme l'effet des défauts géométriques.
L'étude numérique via l'approche dite de bifurcation linéaire ou flambage d'Euler, menée sur coque parfaite, montre que le mode critique est systématiquement de type flexion.

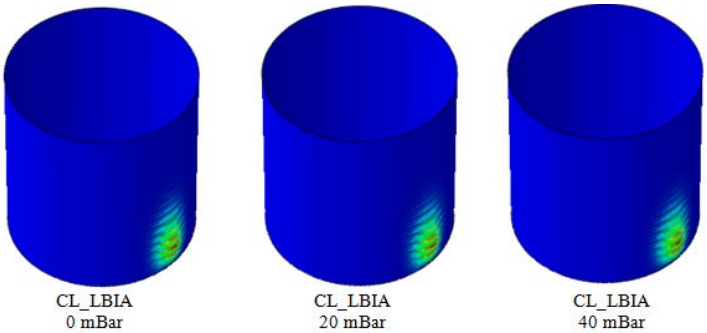
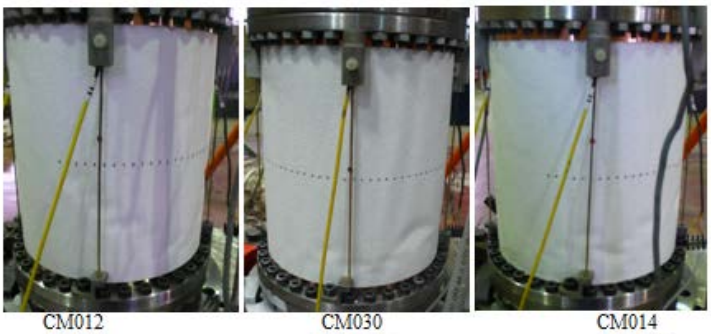


Figure 4-84. Effet de la pression - Modes critiques LBA, PM, Cuivre, L/R = 2, R/t = 1330, H/R = 13.54

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

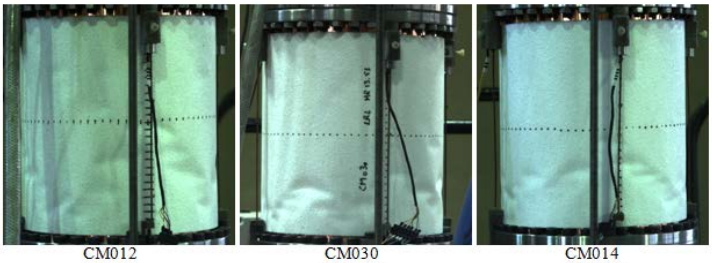
Modes critiques: Coque multicouche, Expérimental et Numérique.

Nous détaillons ci-après l'étude des modes critiques dans le cas des coques multicouches (cuivre et polystyrène):



CM012 0 mBar | CM030 20 mBar | CM014 40 mBar

Figure 4-85. Effet de la pression - Modes critiques expérimentaux, PM, Cuivre-Polystyrène, L/R = 2, R/t = 1330, H/R = 13.54 (fibre neutre)

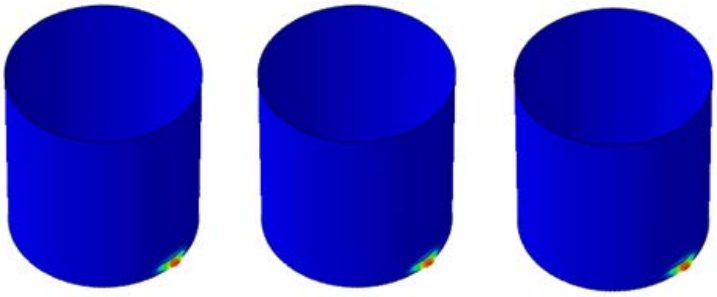


CM012 0 mBar | CM030 20 mBar | CM014 40 mBar

Figure 4-86. Effet de la pression - Modes critiques expérimentaux, PM, Cuivre-Polystyrène, L/R = 2, R/t = 1330, H/R = 13.54 (fibre comprimée)

On constate que la feuille de polystyrène réduit les longueurs d'ondes des cloques formées généralement au niveau de la frette inférieure des spécimens du fait d'une flexion par bras de levier.

Le mode de flexion s'impose la aussi pour les calculs numériques (bifurcation d'Euler). Les déformations associées au flambage sont nettement plus concentrées en partie basse au droit de la fibre comprimée, avec une longueur d'onde axiale très réduite.



CM_LBIA 0 mBar | CM_LBIA 20 mBar | CM_LBIA 40 mBar

Figure 4-87. Effet de la pression - Modes critiques LBA, PM, Cuivre-Polystyrène, L/R = 2, R/t = 1330, H/R = 13.54

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Contraintes critiques: Coque lisse et multicouche, Expérimental et Numérique.

Malgré des comportements variés et des contraintes de bifurcations relevées sur la Figure 4-81, le bilan des essais et calculs confirme que la protection thermique améliore la résistance de la structure. L'analyse des Modes critiques LBA confirme lui aussi cet examen.

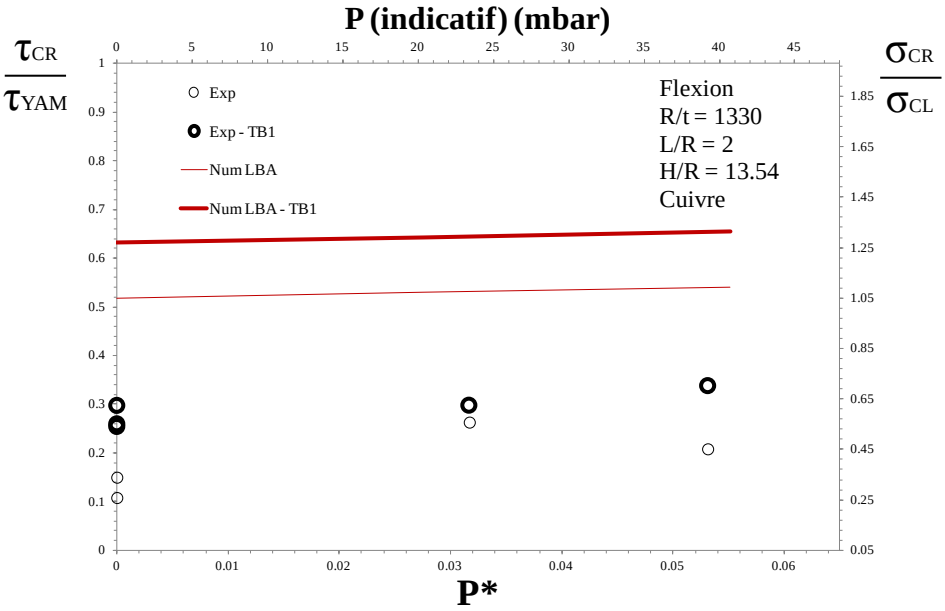


Figure 4-88. Effet de la pression - Contraintes critiques, PM, Cuivre-Polystyrène, L/R = 2, R/t = 1330, H/R = 13.54.

Le rapport des contraintes de cisaillement avec la contrainte critique de YAMAKI [YAM84] est très bas, prouvant l'effet prédominant de la flexion. Les essais expérimentaux exploitables sont beaucoup plus difficile à obtenir en flexion qu'en cisaillement, d'autant plus avec ce feuillard en cuivre d'épaisseur 0.1mm qui présente énormément de défauts (cf. Figure 4-14) de part la fragilité du matériau et le mode de fabrication du feuillard par laminage qui laisse des défauts résiduels.
Nous retrouvons en flexion l'évolution linéaire des contraintes correspondant aux premiers modes critiques des calculs numériques linéaires.

Comparaisons aux règles de dimensionnement

Sur les mêmes bases que les essais sur coques en aluminium sollicitées en flexion, les résultats sont comparés aux règles de dimensionnement:

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

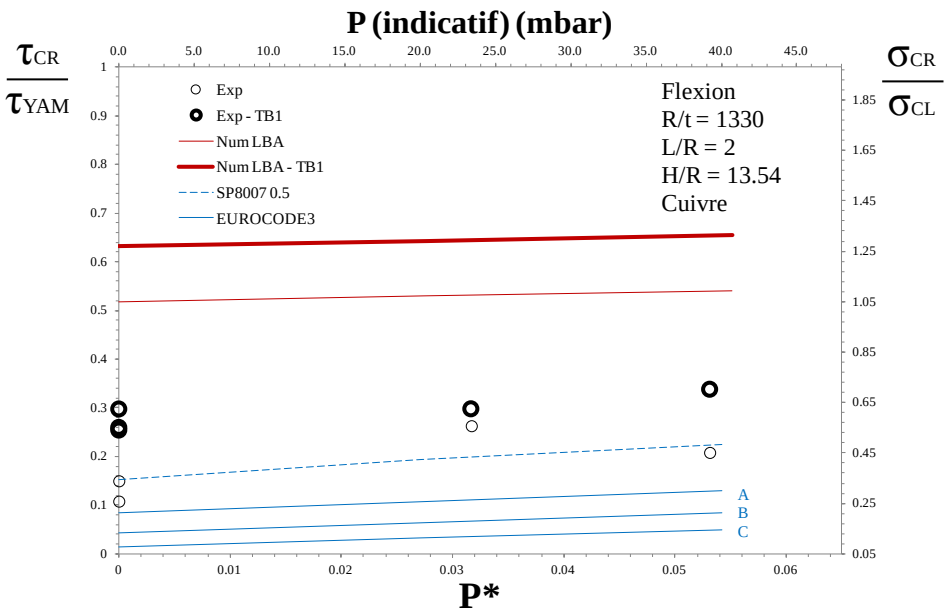


Figure 4-89. Règles - Contraintes critiques, PM, Cuivre-Polystyrène, L/R = 2, R/t = 1330, H/R = 13.54.

Pour ces coques fabriquées à partir d'un clinquant en cuivre très fin (0.1mm) et présentant des défauts importants, les contraintes de bifurcation suivent maintenant la tendance de la règle SP8007 calculée avec pression et sans effet membrane. Les points obtenus restent au dessus des courbes de classe A issues de l'EUROCODE 3, signifiant que malgré la géométrie imparfaite, les coques peuvent être qualifiées comme "excellentes". Le nombre d'essai recensé pour ce chargement de flexion ne permet pas de conclure raisonnablement sur les hautes pressions.

II.2.6. Bilan de l'effet pression et protection thermique

L'ensemble des études ici proposées et leurs analyses, amènent des observations indubitables sur les effets de la pression et de la protection thermique sur le comportement au flambage de coques métalliques, pour les deux cas de charge étudiés : le cisaillement et la flexion:

<u>Bilan sur le mode de flambage par cisaillement: PT</u>

Les courbes de chargement des coques soumises au flambage par cisaillement PT sont dans un premier temps linéaires, jusque la bifurcation d'équilibre qui coïncide avec l'apparition de cloques sur les flans des coques. Cette bifurcation annonce la transition vers une branche post-critique stable et non-linéaire, débouchant ensuite sur une instabilité par point limite.

A partir d'un certain niveau de pression qui dépend des spécimens testés, la branche post-critique évolue de deux façon en fonction de la géométrie de la coque et des matériaux utilisés; soit elle se raccourcis de plus en plus pour devenir instable et la coque flambe avec un mode de type flexion (coques aluminium L/R=1 cf. II.2.1.), soit la bifurcation d'équilibre fait place à un comportement post-critique stable qui évolue jusque une contrainte maximale en grandes déformations, avec des chutes de résistances et des contrainte qui augmentent à nouveau pour dépasser sa première contrainte maximale (coques acier L/R=1, cf.: II.2.2.).

Le mode de cisaillement "pur" est constitué de larges cloques inclinées sur les deux flancs de la coque. Ces cloques diminuent en taille avec la pression et la protection isolante; les cloques

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

occupent de moins en moins la hauteur du cylindre, leur largeur diminue et leur inclinaison change, se rapprochant de l'horizontale. Des cloques en pointe de diamant apparaissent alors du côté comprimé, traduisant l'interaction du cisaillement avec la flexion. Le mode critique peut alors même se transformer en "patte d'éléphant" pour les coques en matériau aluminium qui est plus ductile et dont la contrainte d'élasticité est atteinte aux conditions aux limites au niveau de la fibre comprimée.

L'ensemble des essais réalisés en cisaillement sont rassemblés dans le graphique suivant: sont différenciés par des couleurs les clinquants métallique (R/t=665 Aluminium, R/t=887 Cuivre, R/t=1330 Cuivre et R/t=1330 Acier), par des symboles plein ou vides les isolants thermiques (TB1 Polystyrène et TB2 Liège) ou coques lisses, ainsi que la géométrie des coques (L/R=0.5, L/R=1 et L/R=2) par des symboles:

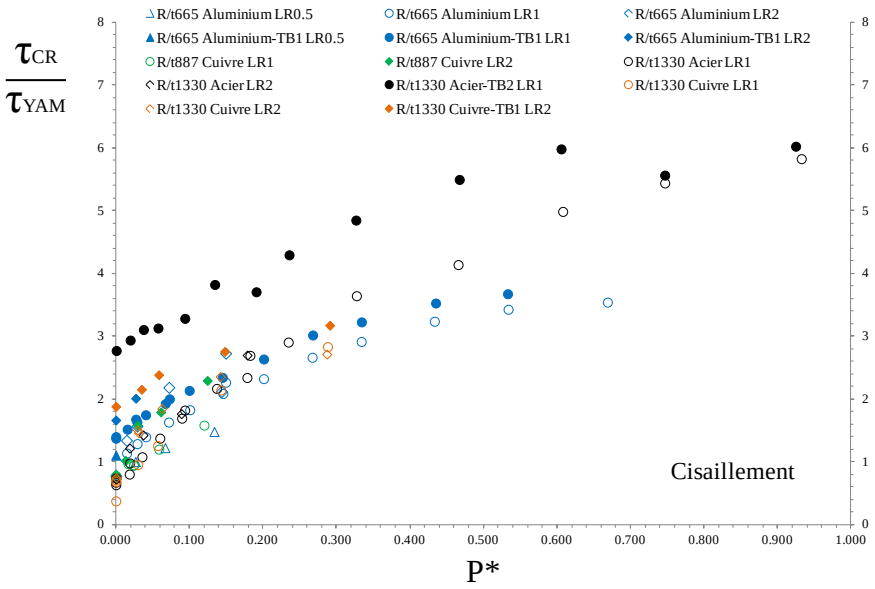


Figure 4-90. Effet de la pression - Contraintes critiques, PT

La contrainte critique théorique de YAMAKI [YAM84] est très rapidement atteinte et largement dépassée lorsque les coques sont recouvertes d'une protection thermique mais aussi lorsqu'une pression interne est insérée. Le flambage en cisaillement est moins affecté par les imperfections géométriques que les cas étudiés précédemment. Il en découle des contraintes de cloquage initiales supérieures à 0.7 τ_{YAM}.

Les axes adimensionnés permettent d'offrir une tendance globale semblable pour toutes les coques malgré des géométries et des matériaux différents, ceci est cependant moins vrai en haute pression, où aluminium et acier se détachent, les effets de plasticité sont clairement suspectés pour l'aluminium, mais aussi pour les coques multicouches qui ne sont plus "attachées" aux coordonnées adimensionnelles.

D.GROS [GRO99] avait remarqué dans le cas de cisaillement, qu'une courbe imaginaire représentant la limite inférieure de ses résultats passe par un maximum à la pression adimensionnelle Pad=1, pour laisser place à la plasticité qui réduit la capacité portante de la structure. Cette étude ne va pas aussi loin en pression interne et ne montre pas ce phénomène,

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

mais l'allure des courbes peuvent laisser présager ce comportement, même pour les essais sur coques multicouches ; en particulier les essais en cisaillement sur les coques en aluminium (Figure 4-38 et Figure 4-90) où une asymptote se dessine à haute pression. L'étude en cisaillement sur les coques en acier (II.2.2.) ne confirme pas cette conclusion, la pression adimensionnelle approchant la valeur unitaire, les allures des points pour coque simple et multicouche continuent à augmenter si la pression croit.

Les gains apportés par la protection thermique sont considérables, son effet est d'autant plus important lorsque la pression est faible (plus de 300% de gain à pression nulle, et 100% à 100mbar pour le liège sur coques en acier, et environ 60% puis 20% pour respectivement les pressions nulle et 100mbar sur les coques en aluminium recouvertes de polystyrène).

Bilan sur le mode de flambage par flexion: PM

Le comportement initial observé est linéaire, avec l'atteinte d'une bifurcation déclenchant une instabilité dans certains cas, ou une branche post-critique stable dans d'autres cas: a cause de l'effet stabilisateur de la pression ou de défauts localisés importants, impliquant de grandes déformations.

Les travaux de recherche antérieurs et les essais expérimentaux de cette étude ont montré que le flambage en flexion est très sensible aux défauts et donc à la qualité des coques. Les coques fines (R/t=1330) sont d'autant plus sensibles et plus soumises à la présence de défauts localisés. Les modes critiques peuvent s'initier sur ces défauts, mais ils sont généralement en "pointe de diamant" regroupés sur le coté comprimé de la coque en partie basse. La taille de ces cloques diminue avec la pression, mais aussi avec la protection thermique faisant place finalement à des ondulations axisymétriques.

L'apport de pression interne efface les défauts et améliore donc la qualité et la résistance des coques, la protection thermique quant à elle vient créer un effet ceinture et inhibe l'apparition des premiers modes propres et "pousse" la coque à supporter des charges plus importantes, les contraintes critiques augmentent alors avec ces deux paramètres jusqu'à la contrainte classique.

Les essais réalisés en flexion sont rassemblés dans le graphique suivant, sont différenciés par des couleurs les clinquants métallique (R/t=665 Aluminium, R/t=1330 Cuivre et R/t=1330 Acier), par des symboles plein ou vides les isolants thermiques (TB1 Polystyrène et TB2 Liège) ou coques lisses, ainsi que la géométrie des coques (L/R=1 et L/R=2) par des symboles:

Les coques sollicitées en flexion sont plus sensibles aux défauts, le graphique illustre ce phénomène par la dispersion des résultats, qui confirment cependant que la protection thermique et la pression apportent un gain certain de résistance.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

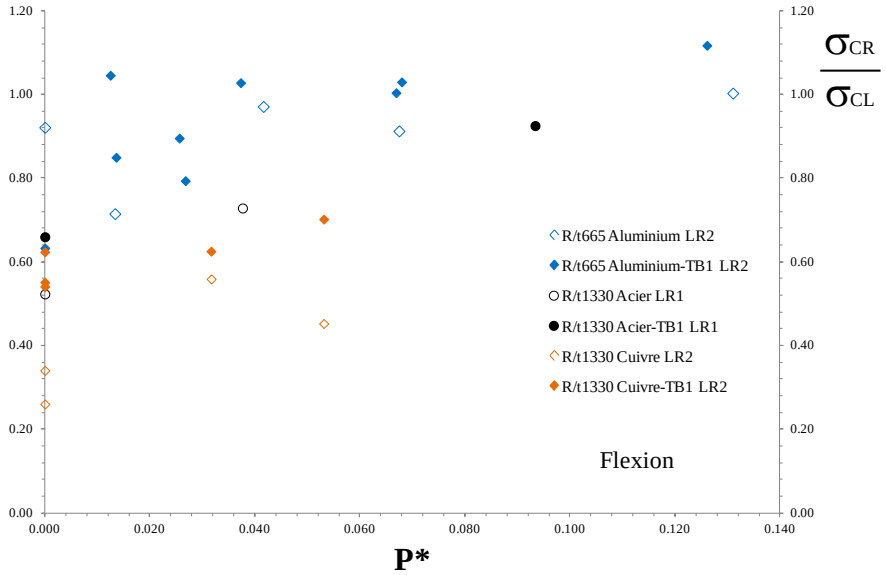


Figure 4-91. Effet de la pression - Contraintes critiques, PM

Bilan global

Une première analyse générale sur les deux précédents graphiques montre que la pression améliore la résistance des coques et diminue la taille des cloques, cet effet sur les longueurs d'onde axiales et circonférentielles implique que la pression inhibe les premiers modes propres, la structure supporte alors des contraintes critiques plus élevées.

En présence de pression et/ou de protection thermique, les cloques se concentrent automatiquement dans la zone inférieure de la fibre comprimée, là où la contrainte est maximale; la pression et la protection thermique stoppent le caractère fragile des coques et estompent les défauts localisés.

Cette première étude confirme l'apport non négligeable de la protection thermique sur la résistance de la structure. La pression augmentant inhibe le caractère instable de la bifurcation de façon plus importante que la protection thermique, dont l'effet de cette dernière diminue jusqu'à apporter un gain négligeable à haute pression. Ces observations sont confirmées par les calculs numériques, qui sous estiment toutefois les charges de bifurcation.

Les caractéristiques des matériaux utilisés et la géométrie des coques sont des paramètres sensibles quant au comportement caractéristique du flambage. Les contraintes critiques sont impactées comme montré dans les deux graphiques de bilan ci-dessus. Ces effets sont étudiés dans la suite de ce chapitre.

Il a été montré que le mode de flambage de cisaillement se transforme en flexion en présence de protection thermique et/ou de la pression interne; du fait du mode opératoire sur les essais, appliquant un effort tranchant à hauteur variable, les deux modes sont étroitement liés. L'interaction flexion/cisaillement est alors approfondie ci après.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

II.3. Interaction Flexion/Cisaillement et coques multicouches

II.3.1. Interaction sur coques Acier-Liège: R/t = 1330

Lorsqu'une contrainte de cisaillement est appliquée par l'intermédiaire d'un effort tranchant, elle n'est jamais pure, une contrainte compressive existe de manière inhérente, due au moment de flexion créé par l'effort tranchant. De plus, les études précédentes en cisaillement PT ont montré que la pression conditionne le passage d'un type d'instabilité à un autre, et que la protection thermique en déplace le seuil, le bras de levier n'est alors pas l'unique paramètre régissant l'interaction entre les chargements de flexion et de cisaillement.

Le grand nombre de paramètres à prendre en compte pour cette étude (R/t, L/R, H/R, P) implique obligatoirement un nombre très importants d'essais expérimentaux à réaliser. Une large campagne d'essais numériques (1800 essais au total) a été entreprise en collaboration avec André DA-SILVA [DAS10] qui avait réalisé quelques essais expérimentaux sur des coques en aluminium à pression nulle.

L'ensemble des résultats qu'il a publié dans son mémoire de thèse ne sera pas répété ici, seules les conclusions importantes seront reprises au fil des analyses de résultats.

L'étude se focalise ici sur un cas particulier d'interaction, visant à comparer les réponses de comportements de coques en acier lisses d'épaisseur 0.1mm avec des coques identiques recouvertes d'une protection thermique en liège d'épaisseur 3.6mm. L'interaction flexion-cisaillement de ces coques pressurisées à 40mbar, de courtes longueurs avec un rapport L/R = 1, se fait grâce à un effort tranchant appliqué à hauteur variable sur un mât solidaire de la frette supérieure.

Courbes contraintes/déplacement: Lisse et Multicouche, Expérimental.

Les courbes résultant de ces essais sont tracées ci-dessous. Cinq valeurs différentes de H ont été testées : 205, 240, 335, 490 et 690 mm dont les rapport H/R sont spécifiés sur les courbes. Les résultats sont présentés dans un premier temps du point de vue du cisaillement Figure 4-92, puis du point de vue de la flexion Figure 4-93. Dans les deux cas, les abscisses correspondent au déplacement horizontal de la frette supérieure de la coque.

Un essai sur coque multicouche a été intercalé en H/R = 1.8, tandis que un essai sur coque lisse a été ajouté pour H/R=13 afin de mieux visualiser le changement de mode.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

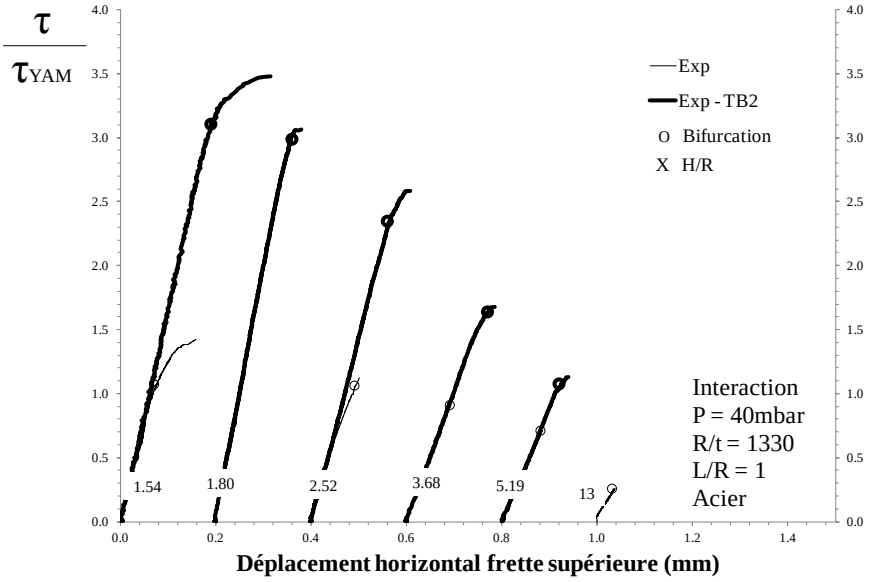


Figure 4-92. Effet sur l'interaction - Courbes expérimentales, PTM, Acier-Liège, R/t=1330, L/R=1. (cisaillement)

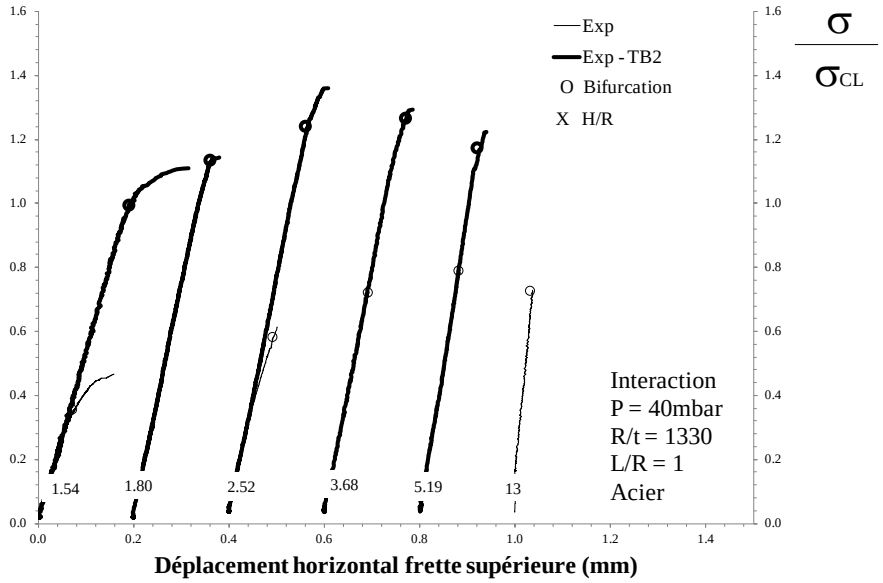


Figure 4-93. Effet sur l'interaction - Courbes expérimentales, PTM, Acier-Liège, R/t=1330, L/R=1. (flexion)

Toutes pressurisées à 40mbar, les coques lisses (traits fins) et coques multicouches (traits épais) sont sollicitées avec un effort tranchant dont la hauteur d'application varie avec un rapport H/R allant de 1.54 (cisaillement "pur") à 13 (flexion "pure").

Pour les essais sur coque lisse, où le bras de levier est faible, le comportement est initialement linéaire jusqu'a une bifurcation puis la déformation s'accélère progressivement sur la branche post-critique simultanément avec la formation de larges cloques. Dès H/R=5.19, la branche post-critique disparait pour laisser place à une bifurcation d'équilibre, entrainant le collapse du cylindre : la flexion est alors le chargement dominant.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Les évolutions des coques multicouches présentent par contre toute une branche post-critique stable, de longueur ici variable alors qu'une diminution est attendue.
Les courbes du point de vue cisaillement montrent en effet une diminution de l'influence de ce mode au fur à mesure que le bras de levier augmente, tandis que du point de vue flexion dévoile un affaiblissement de la coque car la flexion est plus sensible aux défauts géométriques.

Modes critiques: Lisse, Expérimental et Numérique.

L'analyse des modes critiques des coques lisses confirme cette conclusion : pour les trois premiers essais, les cloques diagonales typiques du cisaillement l'emportent, avec un mix pour le troisième, puis les modes de cisaillement disparaissent complètement pour H/R > 5.19, illustrant le passage du cisaillement pur à la flexion pure.

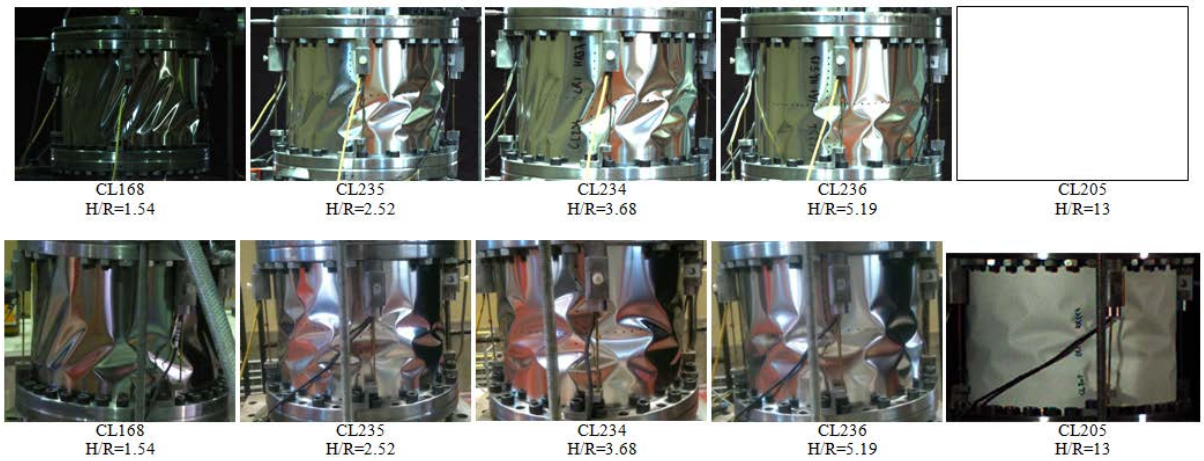


Figure 4-94. Effet sur l'interaction - Modes critiques expérimentaux, PTM, Acier, L/R = 1, R/t = 1330, P* = 0.038 (fibre neutre et fibre comprimée)

Les modes de bifurcation d'Euler obtenus pas calcul numérique confirment cette conclusion:

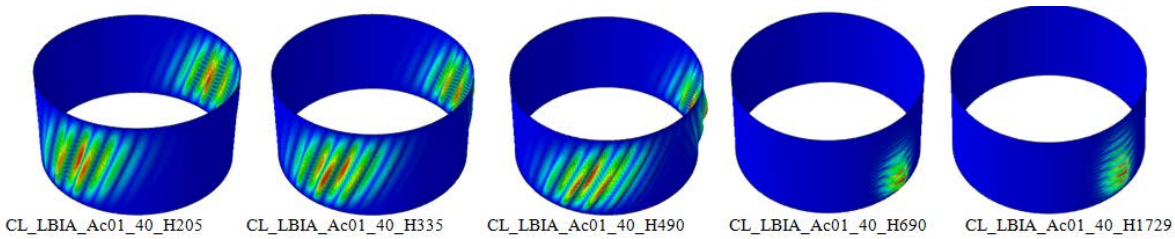


Figure 4-95. Effet sur l'interaction - Modes critiques LBA, PTM, Acier, L/R = 1, R/t = 1330, P* = 0.038

Modes critiques: Coque multicouche, Expérimental et Numérique.

L'analyse des modes critiques des coques multicouches est cette fois-ci plus difficile, la protection thermique empêche de voir correctement les cloques plus discrètes. La première coque est composée de larges cloques diagonales de cisaillement. A partir de la seconde, le choix visuel entre cloques diagonales de tailles réduites ou coques en pointes de diamant est difficile, sauf pour les deux dernières qui sont plus évidentes malgré leurs petites amplitudes.
La présence des branches post-critiques stables accentue le doute sur le mode.
Dans tous les cas, le changement de mode s'effectue pour H/R=1.8 ou 2.52, valeurs bien plus faible que pour les coques lisses.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

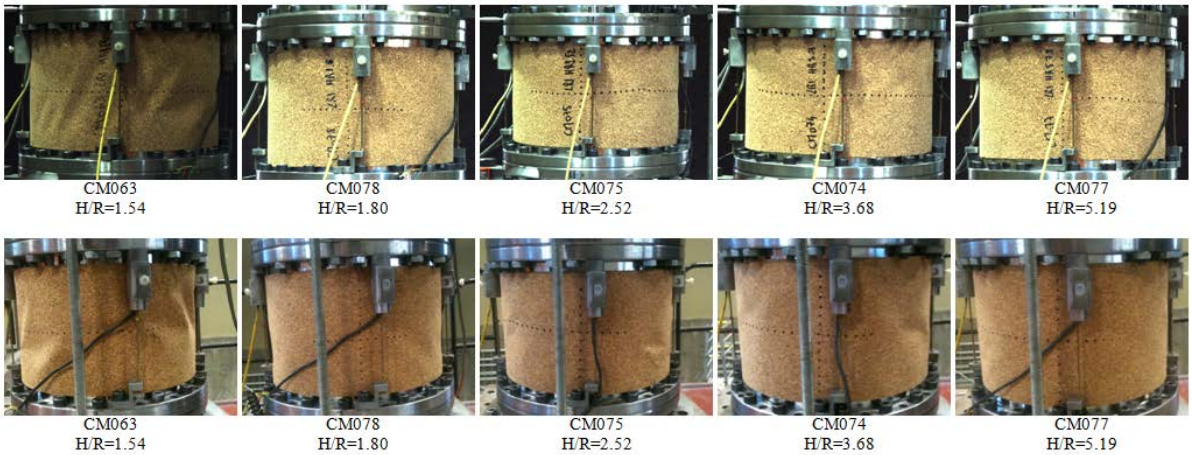


Figure 4-96. Effet sur l'interaction - Modes critiques expérimentaux, PTM, Acier-Liège, L/R = 1, R/t = 1330, P* = 0.038 (fibre neutre et fibre comprimée)

Les modes de bifurcation au sens d'Euler obtenus pas calcul numérique confirment à nouveau l'analyse:

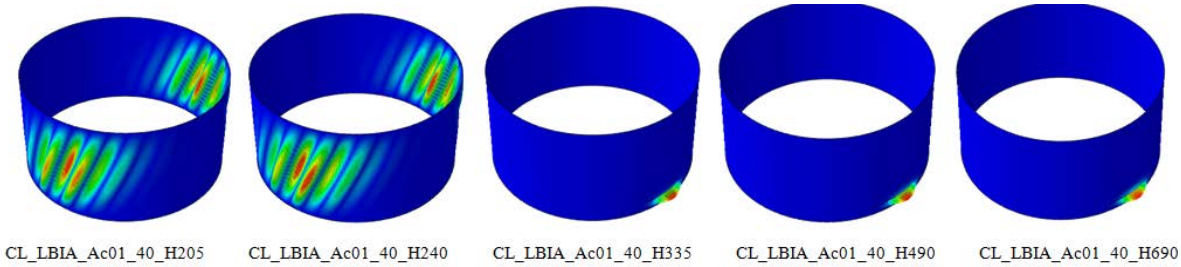


Figure 4-97. Effet sur l'interaction - Modes critiques LBA, PTM, Acier-Liège, L/R = 1, R/t = 1330, P* = 0.038

<u>Contraintes critiques: Lisse et Multicouche, Expérimental et Numérique.</u>

L'analyse des contraintes critiques est synthétisée sur les graphiques suivant:

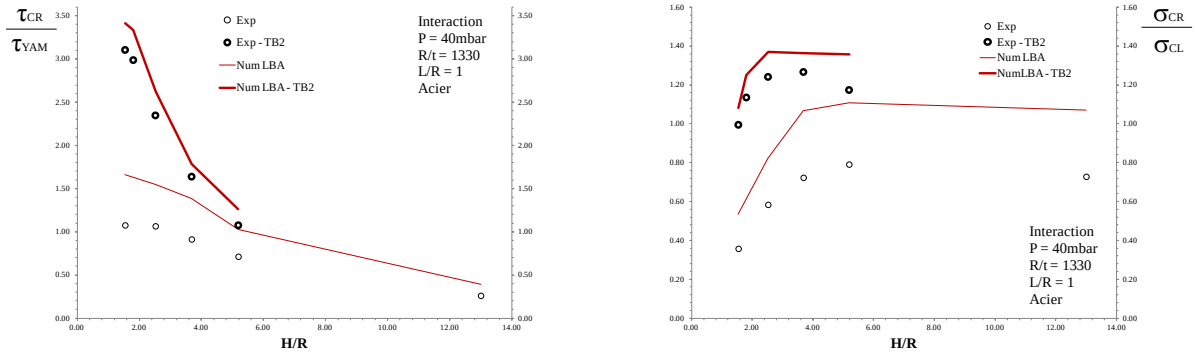


Figure 4-98. Effet sur l'interaction - Contraintes critiques, PTM, Acier-Liège, R/t=1330, L/R=1. (cisaillement et flexion)

Ces deux graphiques reprennent les conclusions faites précédemment; l'effet du cisaillement est affaibli au fur à mesure que le bras de levier augmente, avec une diminution bien plus rapide dans le cas de coques multicouches. Du point de vue de la flexion, la perte de capacité portante apparait plus rapidement. Il est donc intéressant de voir que la protection thermique accélère la transition du mode de cisaillement en flexion.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Les études numériques menées sur des coques homologues à géométrie parfaite reprennent parfaitement les évolutions expérimentales sur ces courbes mais aussi sur celle ci-dessous où la contrainte de cisaillement est en ordonnée, et fonction de la contrainte de flexion en abscisse. A mesure que le rapport H/R augmente, la contrainte de cisaillement diminue et celle de flexion augmente donc, la transition entre les deux modes de flambage se visualise aisément, de même que cette transition se déplace avec l'application d'une couche de matériau isolant.

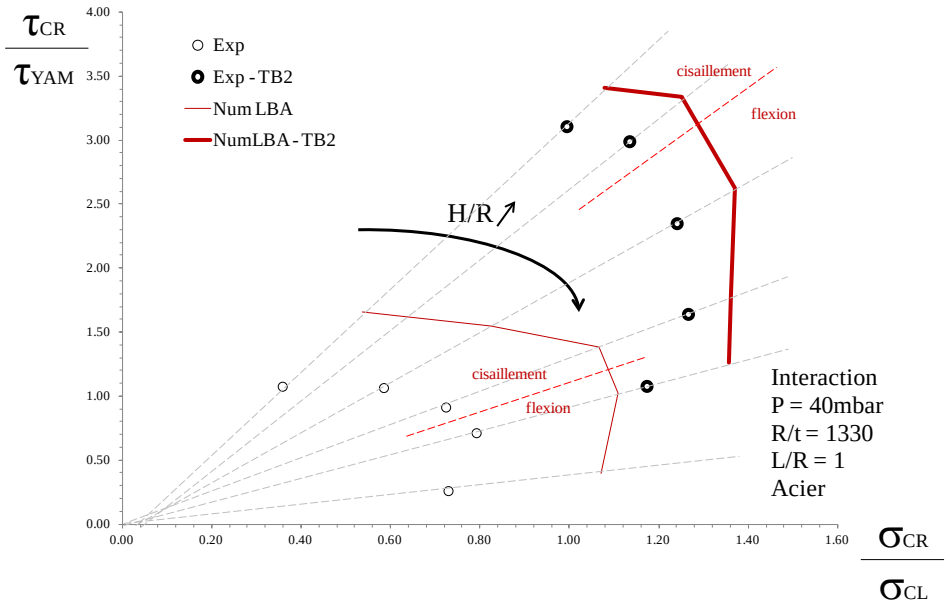


Figure 4-99. Effet sur l'interaction - Contraintes critiques, PTM, Acier-Liège, R/t=1330, L/R=1. (cisaillement-flexion)

II.3.1. Bilan de l'interaction cisaillement-flexion et protection thermique

L'évolution du mode de flambage avait simplement été notée par YAMAKI [YAM84]. Le travail d'André DA-SILVA [DAS10] confirme expérimentalement et numériquement ce changement de mode: l'interaction est très faible : le mode est soit en cisaillement pur, soit en flexion pure, avec une courte transition entre les deux. Cette étude vérifie dans un premier temps cette conclusion qui est aussi valable pour les coques multicouches courtes (L/R=1) et d'épaisseur faible (R/t=1330).

Les résultats expérimentaux et numériques obtenus en collaboration avec André DA-SILVA montrent que la pression n'a quantitativement pas le même effet sur la contrainte de cisaillement ou sur la contrainte de flexion: la contrainte critique de cisaillement « pur » progresse plus rapidement que la contrainte critique de flexion « pure ». Ainsi, pour un même bras de levier, le cisaillement est de plus en plus influencé par la flexion lorsque la pression augmente : l'interaction change donc avec la pression. Il existe donc pour chaque géométrie une pression « seuil » pour laquelle il n'y a plus d'interaction, et où le flambage est alors dicté uniquement par la flexion.

Les résultats de cette étude montrent que la mise en place d'une couche de protection isolante déplace l'interaction des deux modes, un complément des travaux précédents serait de

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

proposer pour chaque géométrie de coque multicouche donnée, (dans le même esprit que l'étude d'André DA-SILVA), une pression "seuil" à partir de laquelle le cisaillement est négligeable.

En prenant le problème inverse, il peut être alors déterminé, pour chaque coque lisse à géométrie et pression interne connue, une épaisseur de couche isolante "seuil" à partir de laquelle le cisaillement est lui aussi négligeable. Dans ce cas, évaluer l'influence de l'épaisseur de la protection thermique sur le flambage semble déterminant. Cette étude est alors envisagée dans le point II.6. de ce chapitre.
Il faut cependant noter qu'il existe une pression pour laquelle l'apport de la protection thermique est négligeable. Aussi, il existe un rapport R/t pour lequel la couche isolante n'amène plus de résistance comparativement aux coques lisses. Le dimensionnement de la fusée Ariane5 ne serait pas concerné par ce dernier point, puisque l'objectif est de réduire l'épaisseur de la structure, mais ces orientations de recherche sont très important pour la mise en place de nouvelles règles.

La recherche bibliographique conclue également sur le fait que le passage d'un mode de cisaillement à un mode de flexion dépend de la pression mais également de la géométrie de la coque. Une partie des nombreux essais réalisés permet d'initier ce point de recherche pour les coques multicouches, et est présenté dans la partie qui suit.

II.4. Effet de la géométrie sur les coques multicouches

Durant ce travail de recherche, des essais en cisaillement ont été fait sur des coques de hauteurs différentes, en particulier sur des coques lisses en aluminium (t=0.2mm), et multicouches recouvertes de polystyrène, pour des rapports L/R=0.5, 1 et 2, mais aussi pour quelques coques en acier et cuivre d'épaisseur 0.1mm. Il est alors possible de consacrer cette partie à l'étude du comportement des coques multicouches en fonction de leur géométrie. Cette étude est appuyée par des calculs numériques, les modes déterminés sont théoriques : les non-linéarités ne sont pas prises en compte et les coques considérées sont parfaites.

II.4.1. Cisaillement sur coques Aluminium-Polystyrène: R/t = 665

Un certain nombre d'essais a été lancé sur des coques lisses en aluminium pour les paramètres L/R = 2 (Z = 2587) et L/R = 1 (Z = 637) pour des hautes pressions (respectivement 0-200mbar et 0-1000mbar), mais à cause de problèmes techniques, seulement deux pressions, 0 et 40mbar, ont été retenues pour les coques isolées L/R = 0.5 (Z = 159) et L/R = 2 (Z = 2587). Les courbes de chargements illustreront alors l'effet de la géométrie pour ces deux pressions, tandis que les contraintes critiques seront rassemblées dans la plage 0-200mbar.

Courbes contraintes/déplacement: Coque lisse et multicouche, Expérimental.

Les évolutions de la contrainte de cisaillement en fonction du déplacement horizontal de la frette supérieure sont présentées dans le graphique suivant. 12 essais expérimentaux sont rassemblées avec les codes de représentation suivant:

- Coques testées à pression nulle en pointillés
- Coques testées à pression P=40mbar en trait continu
- Coques lisses en trait fin
- Coques multicouches en trait épais

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

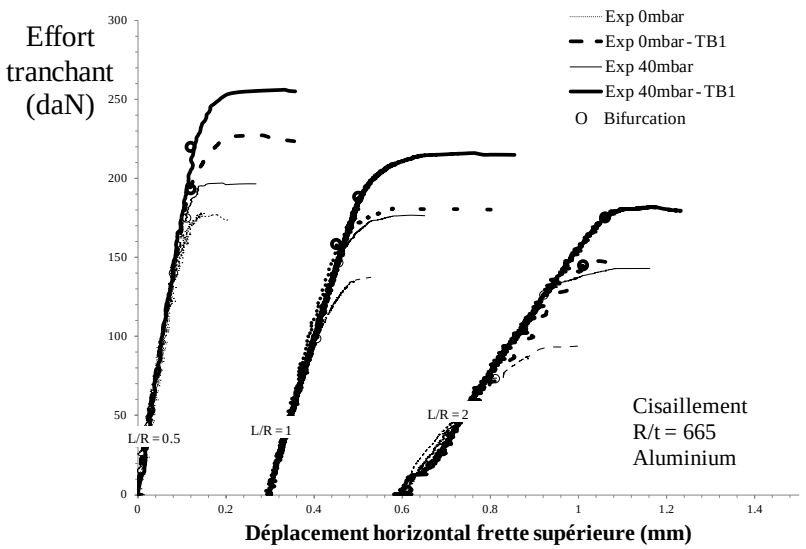


Figure 4-100. Effet de la géométrie - Courbes expérimentales, PT, Aluminium-Polystyrène, R/t=665.

Pour l'ensemble des courbes on observe un régime linéaire, jusque la bifurcation d'équilibre qui est suivie d'une branche post-critique stable plus ou moins longue. Ces longueurs de branches critiques ne semblent pas être dépendante du paramètre de BATDORF qui évolue (Z = 2587, 637, 159 pour L/R = 2, 1, 0.5).
Un fait intéressant est que l'écart entre les points de bifurcation entre les coques lisses et multicouches augmente lorsque Z augmente; de même, l'écart entre les points de bifurcation entre les deux pressions augmente lorsque Z augmente. Cet effet est aussi décelable sur la courbe des contraintes critiques Figure 4-104.

Les contraintes critiques normalisées à la contrainte théorique de YAMAKI augmentent lorsque le rapport L/R augmente. Il ne faut cependant pas oublier que la contrainte en elle même diminue lorsque la longueur de la coque augmente, ce qui est illustré à la Figure 4-101 :

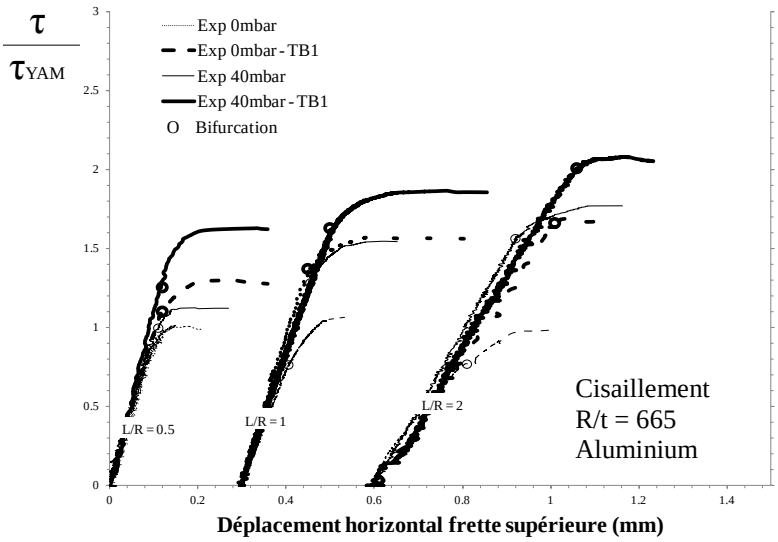


Figure 4-101. Effet de la géométrie - Courbes expérimentales, PT, Aluminium-Polystyrène, R/t=665. (cisaillement)

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Modes critiques: Coque lisse, Expérimental et Numérique.

Les modes critiques sur les coques lisses de longueurs différentes, dans les cas non et puis pressurisées à 40mbar, sont composés de larges cloques inclinées, sur toute la hauteur des flans. Une légère concentration de cloque apparait cependant en zone comprimée pour les coques les plus longues.

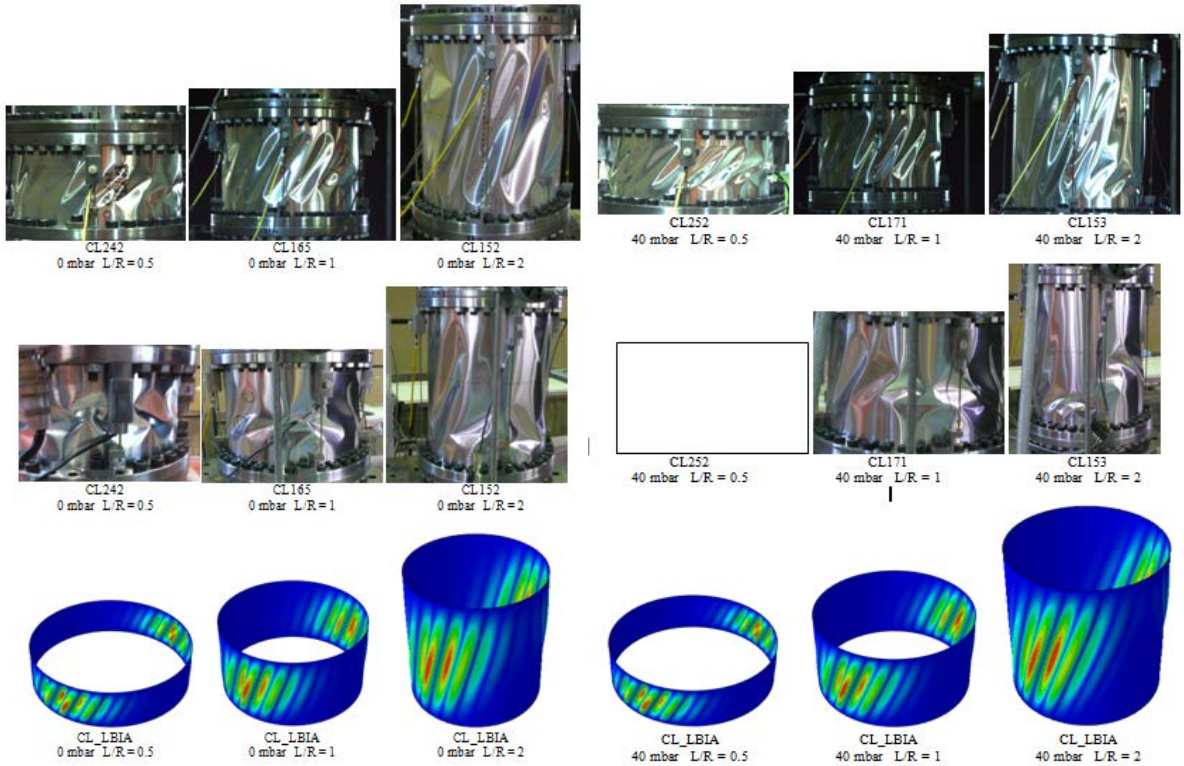


Figure 4-102. Effet de la géométrie - Modes critiques expérimentaux et Modes critiques LBA, PT, Aluminium-Polystyrène, R/t = 665, P = 0 et 40mbar (fibre neutre et fibre comprimée)

Les modes critiques issus de l'analyse LBA sont identiques aux observations faites sur les spécimens testés expérimentalement. Nous avons une bonne similitude entre les calculs numériques et les essais expérimentaux.

Modes critiques: Coque multicouche, Expérimental et Numérique.

L'analyse est identique du coté des coques multicouches, avec encore une fois, une apparition de cloques en diamant sur la zone comprimée de la coque la plus longue. Les modes de bifurcation au sens d'Euler restent typique au mode type cisaillement.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

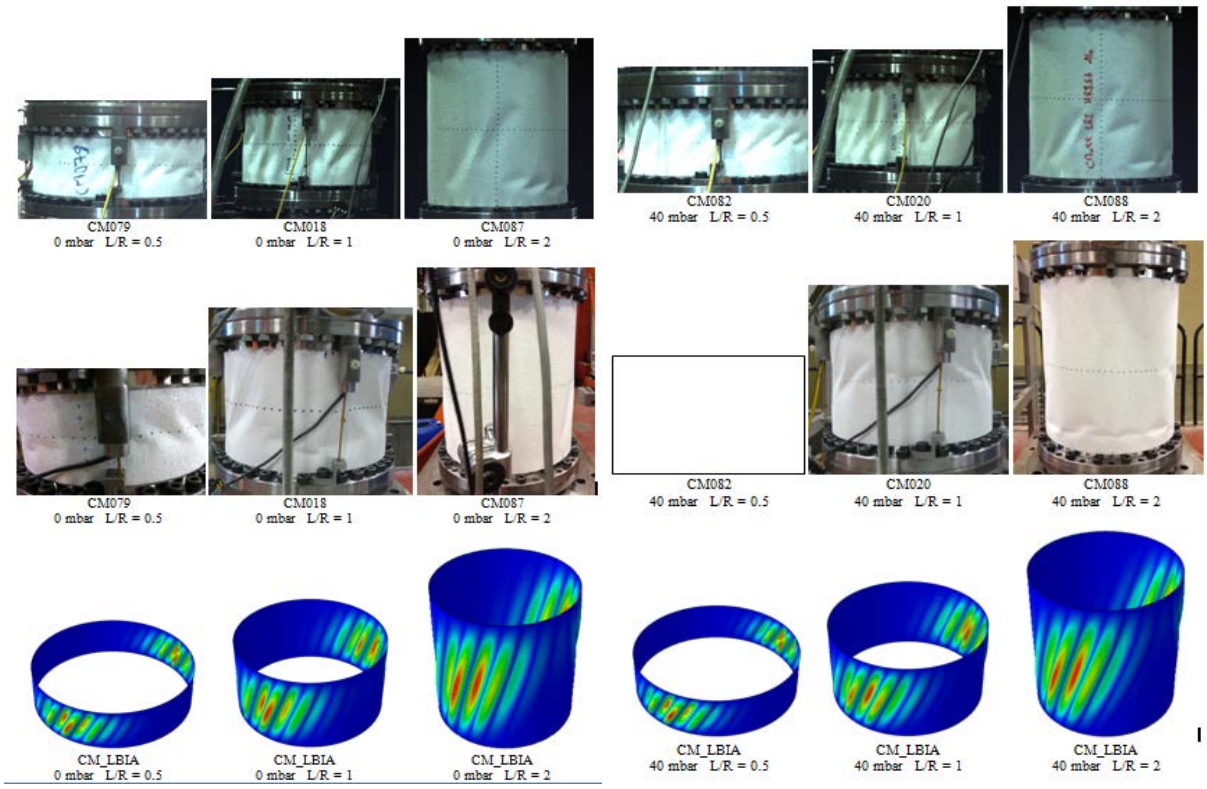


Figure 4-103. Effet de la géométrie - Modes critiques expérimentaux et Modes critiques LBA, PT, Aluminium-Polystyrène, R/t = 665, P = 0 et 40mbar (fibre neutre et fibre comprimée)

<u>Contraintes critiques: Lisse et Multicouche, Expérimental et Numérique.</u>

Le graphique ci dessous rassemble les contraintes critiques des essais testés avec des pressions internes inférieures à 200mbar.

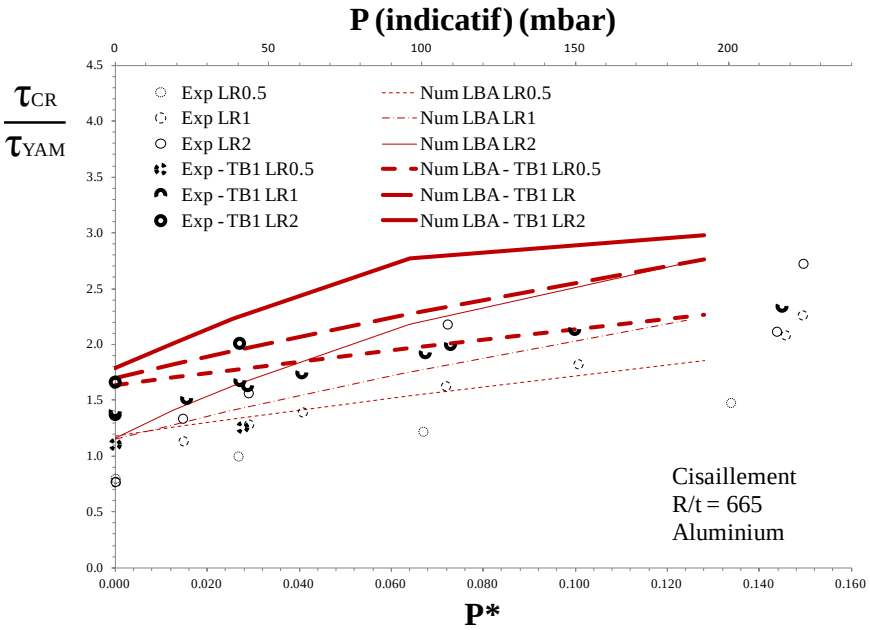


Figure 4-104. Effet de la géométrie - Contraintes critiques, PT, Aluminium-Polystyrène, R/t=665.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

L'évolution des contraintes critiques en fonction de la pression est beaucoup plus lente pour les coques courtes, cette analyse est bien corroborée par l'évolution des courbes issues de l'analyse de bifurcation linéaire (courbes rouges).

Ce graphique montre aussi que, pour les trois longueurs, les coques lisses non pressurisées ont les mêmes contraintes, 0.77 τ_{YAM} alors que les coques multicouches non pressurisées ont des contraintes croissantes comprises entre 0.75 et 1.6 τ_{YAM}. La simulation numérique offre le même constat avec cette fois ci une contrainte normalisée de 1.2 pour les coques lisses et des contraintes comprises entre 1.6 et 1.8 τ_{YAM}.
Il est intéressant de voir alors que la protection thermique à un effet plus important sur les coques plus longues, puisqu'elles subissent une contrainte de flexion plus importante, et donc plus sensibles aux défauts.
Les résultats des essais numériques semblent fiables puisqu'ils corrèlent globalement les essais expérimentaux, ils seront donc utilisés pour les études suivantes sur les coques en acier et en cuivre qui offrent moins de points expérimentaux.

II.4.1. Cisaillement sur coques Cuivre-Polystyrène: R/t = 1330

Dans le cas des coques en cuivre, seules les coques longues L/R = 2 (Z = 5155) ont été testées dans les deux situations lisses et multicouches, et seulement sur les coques lisses pour le cas L/R = 1 (Z = 1289). Malgré ce nombre limité de cas, une étude numérique linéaire à été faite afin de voir l'effet de la géométrie et la protection thermique sur le flambage en cisaillement.

Contraintes critiques: Lisse et Multicouche, Expérimental et Numérique.

Seules les contraintes critiques et les contraintes issues des modes critiques d'Euler seront analysées. L'étude est donc basée sur des coques en cuivre, d'épaisseur t = 0.1mm dans les proportions géométriques de fabrication semblables aux analyses précédentes, avec une protection thermique en polystyrène d'épaisseur ti = 3.7mm.

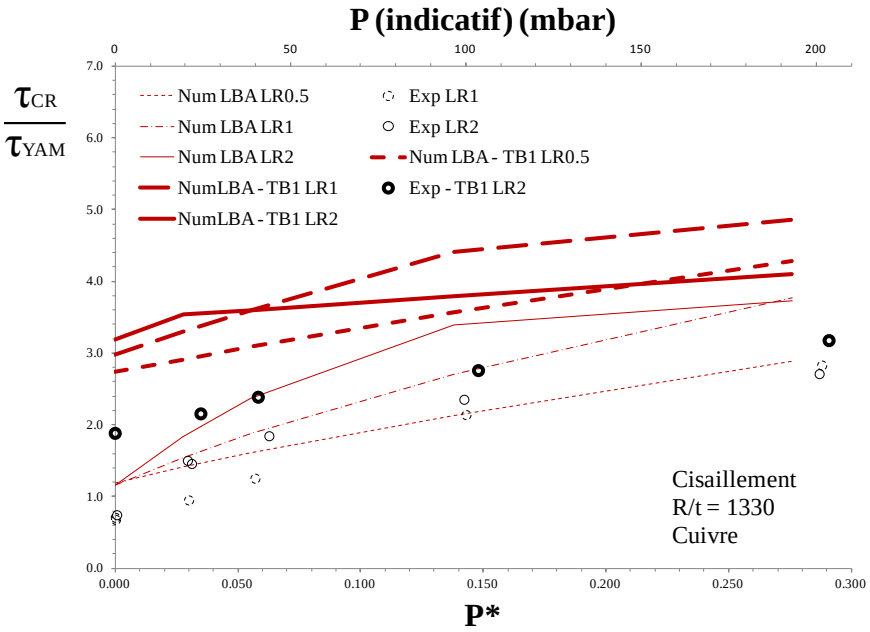


Figure 4-105. Effet de la géométrie - Contraintes critiques, PT, Cuivre-Polystyrène, R/t=1330.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

En ce qui concerne les coques simples, le même comportement revient à pression nulle, les contraintes normalisées sont identiques malgré les longueurs distinctes, que ce soit expérimentalement (0.7) ou numériquement (1.2), alors que la protection thermique améliore d'autant plus la résistance que la coque est longue, avec cette fois ci des ratios atteignant 3.2.

Des bifurcations apparaissent sur les courbes numériques, dès la pression adimensionnelle P* = 0.14 pour les coques lisses L/R = 2 et multicouche L/R = 1 mais aussi dès P* = 0.03 pour la coque multicouche L/R = 2. Les modes critiques LBA obtenus suite à ces calculs expliquent que ces bifurcations précèdent le passage brutal entre le mode de cisaillement et de flexion. La longueur de la coque influe alors sur le phénomène d'interaction flexion-cisaillement. Pour une pression donnée, le flambage en flexion apparait plus rapidement lorsque la hauteur de la coque augmente, ce comportement est vérifié et plus précoce lorsqu'un isolant est ajouté.
La protection thermique ayant un meilleur effet à pression nulle pour les coques longues, perd rapidement son efficacité dès de faibles pressions.

II.4.2. Cisaillement sur coques Acier-Liège: R/t = 1330

Les deux matériaux sont modifiés, laissant place au duo acier-liège. La aussi, le cisaillement est privilégié avec des coques moyennes L/R = 1 (Z = 1294) testées dans les deux situations lisses et multicouches, et seulement sur les coques lisses pour le cas L/R = 2 (Z = 5174). L'apport numérique linéaire permet une analyse sur l'effet de la géométrie et la protection thermique malgré ce nombre limité de cas.

Contraintes critiques: Lisse et Multicouche, Expérimental et Numérique.

L'étude est basée ici sur des coques en acier, d'épaisseur t = 0.1mm dans les proportions géométriques de fabrication semblables aux analyses précédentes, avec une protection thermique en liège d'épaisseur ti = 3.6mm.

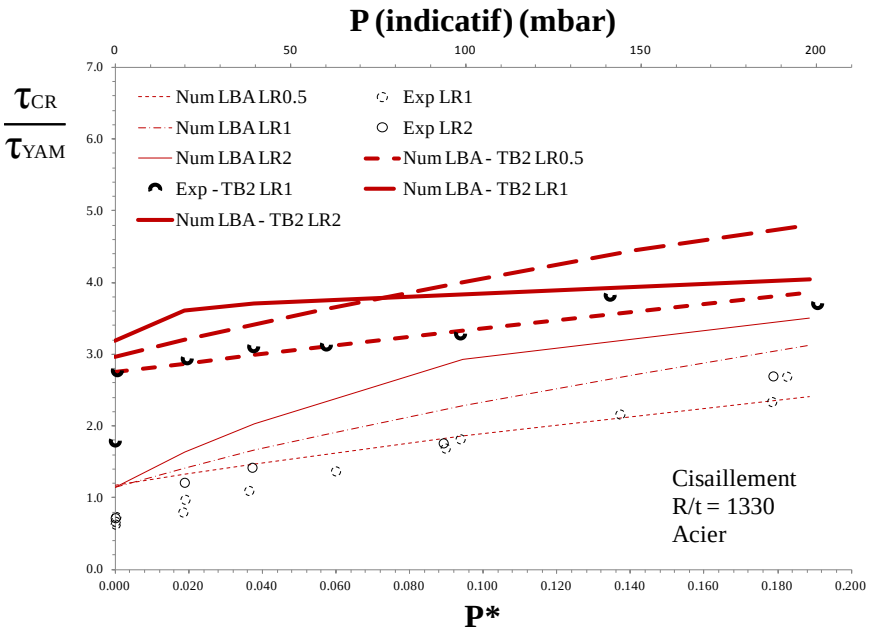


Figure 4-106. Effet de la géométrie - Contraintes critiques, PT, Acier-Liège, R/t=1330.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

En ce qui concerne les coques lisses, le même comportement est observé à pression nulle, les contraintes normalisées sont identiques malgré les longueurs distinctes, que ce soit expérimentalement (0.7) ou numériquement (1.2), alors que la protection thermique améliore d'autant plus la résistance que la coque est longue, avec cette fois-ci des ratios atteignant 3.2.

L'analyse est alors en tout point identique que précédemment, avec la seule différence que la coque multicouche L/R = 1 ne laisse pas apparaitre de bifurcation et que les pressions adimensionnelles "seuil" sont légèrement plus basses.
Là aussi, la longueur de la coque influe sur le phénomène d'interaction flexion-cisaillement; pour une pression donnée, le flambage en flexion apparait plus rapidement lorsque la hauteur de la coque augmente, ce comportement est vérifié et plus précoce lorsqu'un isolant est ajouté. La protection thermique de meilleur effet à pression nulle pour les coques longues, perd rapidement sont efficacité dès les faibles pressions.

II.4.3. Bilan de l'effet de la géométrie

Comme il à été montré dans des travaux de recherche antérieurs, ses essais expérimentaux associés aux essais numériques montrent clairement que le flambage par cisaillement est directement influencé par la longueur de la coque. En effet, plus l'effort est appliqué près de la coque, plus le cisaillement est dominant, mais la hauteur de la coque grandissant, la hauteur du point d'application de l'effort tranchant et donc le bras de levier augmente, il en résulte alors au fur et à mesure un chargement prépondérant de type flexion.
Il a été montré plus haut que la protection thermique modifie le passage du cisaillement à la flexion, la combinaison des deux paramètres, isolant et hauteur de coque vient alors accélérer ce seuil admissible en cisaillement.

A retenir que dans le domaine du cisaillement, la protection thermique apporte un gain plus important sur les coques longues mais perdra vite son efficacité dès les faibles pressions.

II.5. Effet du matériau sur les coques multicouches

Un aperçu de l'influence du matériau est proposé dans cette partie. Peu d'essais expérimentaux sont disponibles dans les deux versions coques lisses/coques multicouches mais ceux ci sont complétés par des calculs numériques, et dont les contraintes critiques sont déterminées à partir des premiers modes critiques LBA sur des coques parfaites. Les essais proposés concernent deux tailles différentes de coques: L/R = 1 et L/R = 2, pour des coques en aluminium, cuivre et acier.

II.5.1. Cisaillement sur coques: Z = 1290

La comparaison sur coques multicouches n'est pas directement identifiable pour les courbes contraintes déplacement, mais l'accent est porté sur la différence Acier de module d'YOUNG de E=190000Mpa et Cuivre de module d'YOUNG E=130000Mpa.

Le paramètre de BATDORF prend la valeur de 1290 environ (L/R = 1) et les essais sont lancés sur des coques pour des pressions allant de 0 à 200mbar.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Courbes contraintes/déplacement: Lisse, Expérimental.

Les évolution des contraintes en fonction du déplacement horizontal de la frette supérieure sont données dans le graphique suivant. Les courbes affichent cette fois ci les coques de lisses de même épaisseur acier et cuivre (R/T = 1330 soit t = 0.1mm) en fonction de la pression adimensionnelle croissante, des étiquettes précisent aussi la pression en mbar.

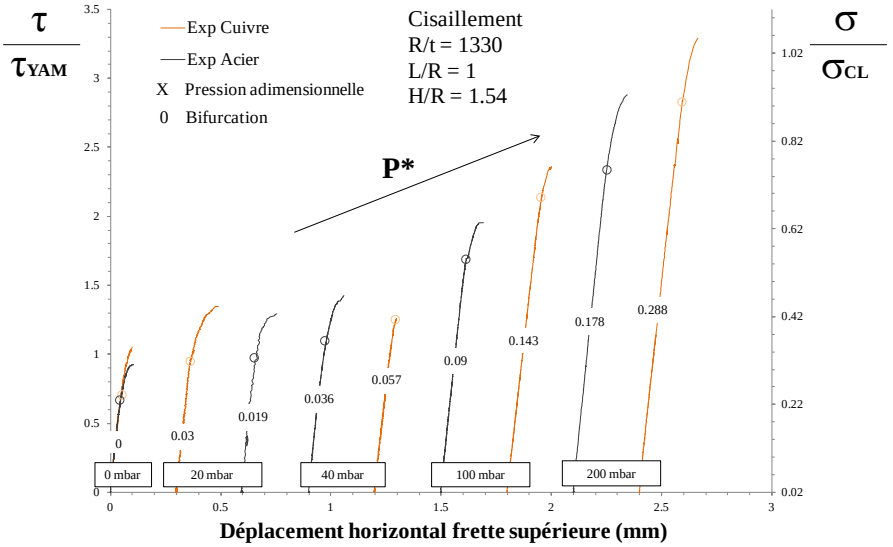


Figure 4-107. Effet du matériau - Courbes expérimentales, PT, Acier et Cuivre, R/t=1330.

Les deux types de matériaux testés offrent tous deux une évolution initiale linéaire, terminée par une branche post-critique stable après la bifurcation. Les contraintes critiques correspondant à ces bifurcations sont semblables pour les faibles pressions (P < 20mbar) puis divergent au profit d'une résistance plus grande pour les coques en cuivre, qui ont cependant le module d'YOUNG plus faible.

Modes critiques: Lisse, Expérimental.

Les modes critiques sur les flans des coques lisses sont semblables pour les deux matériaux, de forte amplitude sur les non pressurisées, avec une concentration en partie basse de la zone comprimée lorsque la pression augmente.

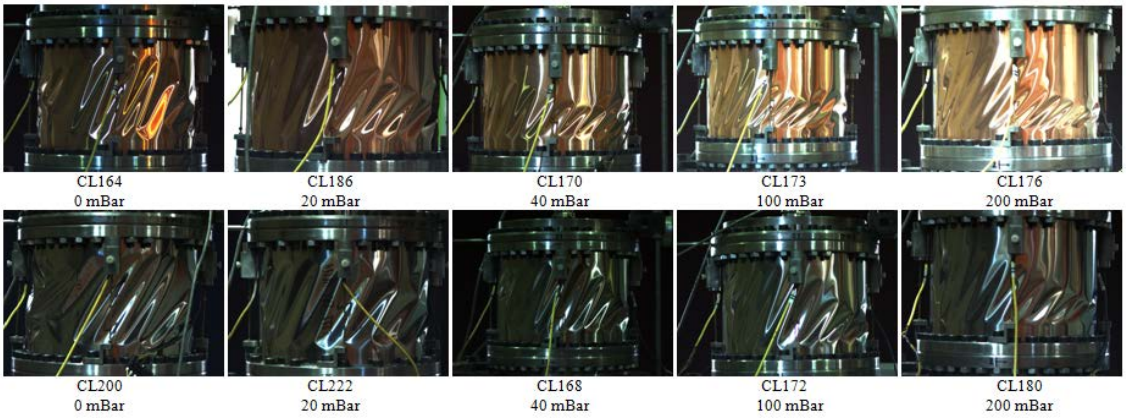


Figure 4-108. Effet du matériau - Modes critiques expérimentaux, PT, Cuivre (1ere ligne) Acier (2eme ligne), R/t = 1330, (fibre neutre)

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

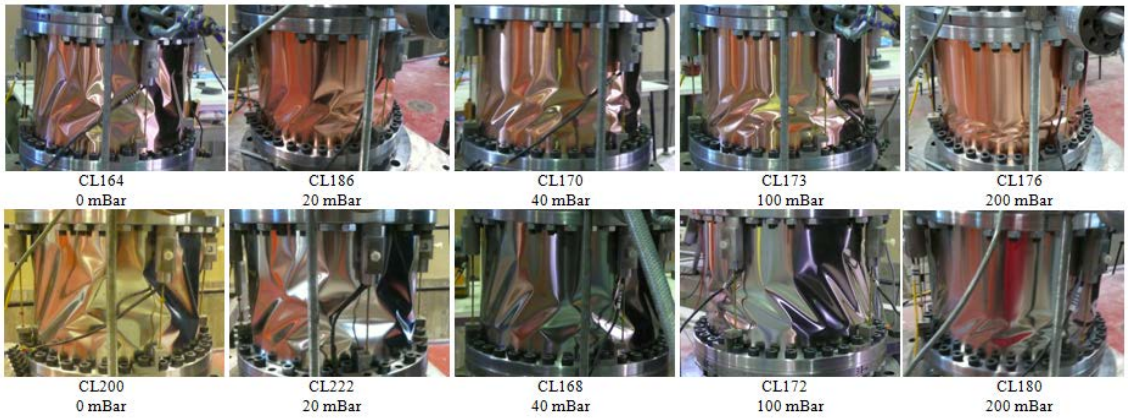


Figure 4-109. Effet du matériau - Modes critiques expérimentaux, PT, Cuivre (1ere ligne) Acier (2eme ligne), R/t = 1330, (fibre comprimée)

De même que pour le mode de flambage de flexion qui apparait pour les pressions internes élevées en fibre comprimée.

Modes critiques: Coque multicouche, Expérimental.

Seules les coques en acier ont été recouvertes d'isolant en liège pour cette valeur de BATDORF Z = 1290. Déjà présentés dans la partie II.2.2. sur les Figure 4-50 et Figure 4-51. La protection thermique accélère la aussi l'apparition du mode de flexion, les cloques sont très petites et concentrées sur les parties inférieures.

Modes critiques: Coque lisse et multicouche, Numérique.

Les modes critiques expérimentaux sont comparés aux modes critiques au sens d'Euler obtenues par calcul numérique. L'effet du matériau est analysé maintenant avec des coques en aluminium de même épaisseur (t = 0.1mm) et de module d'YOUNG E = 70000Mpa. A noter que ces dernières n'existent qu'en épaisseur 0.2mm pour les essais réels.

Les modes critiques LBA traduisent les mêmes comportements que les modes critiques expérimentaux, avec un léger déplacement vers la zone comprimée. Pour la même pression donnée (200mbar) les cloques se rapprochent encore plus pour le cuivre puis pour l'aluminium. Le module d'YOUNG faible accélère la transition vers le mode de flambage en flexion des coques cylindriques testées en cisaillement. Ceci est tempéré par la pression adimensionnelle, qui, pour une même valeur verra un comportement identique, en effet l'apparition du mode de flambage de flexion correspond à une pression adimensionnelle plus grande avec le matériau aluminium (voir Figure 4-113).

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

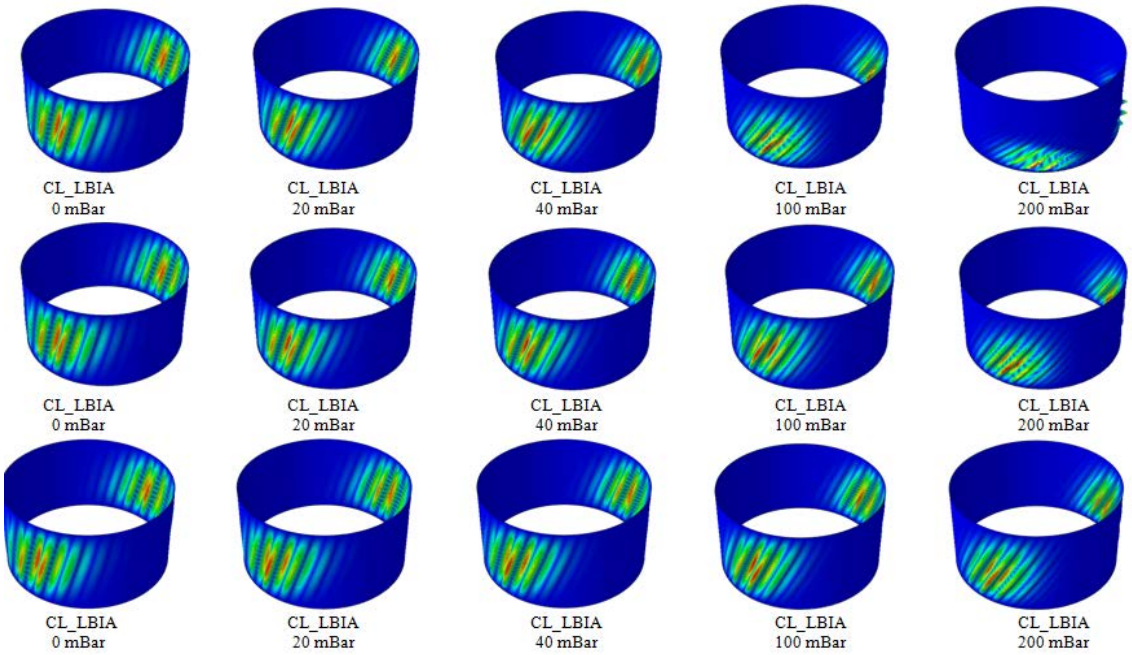


Figure 4-110. Effet du matériau - Modes critiques LBA, PT, Aluminium(1ere ligne), Cuivre (2eme ligne) Acier (3eme ligne), R/t = 1330

Ces mêmes essais numériques sur coques aluminium, cuivre et acier d'épaisseur 0.1mm ont été réitérés avec l'ajout d'une épaisseur d'isolant en polystyrène de module d'YOUNG 3.2Mpa. Les modes critiques LBA de cisaillement sont alors identiques pour les faibles pressions, et changent subitement en un mode de flexion dès un seuil de pression interne de 200mbar.

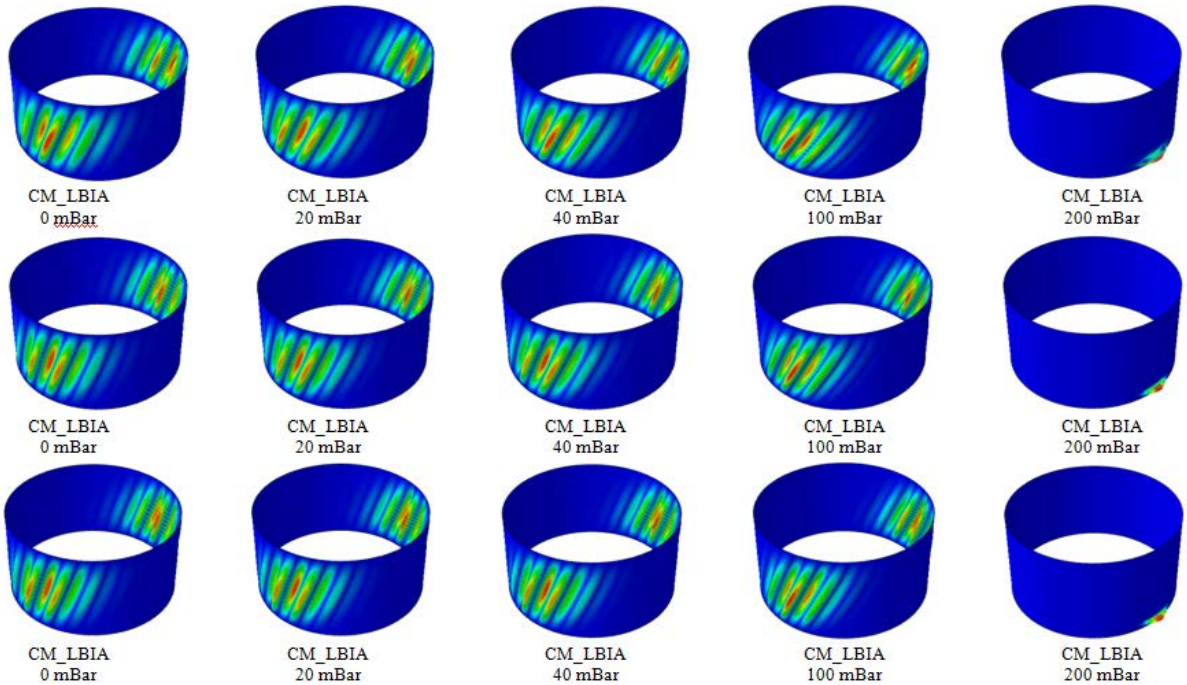


Figure 4-111. Effet du matériau - Modes critiques LBA, PT, Polystyrène sur Aluminium(1ere ligne), Cuivre (2eme ligne) Acier (3eme ligne), R/t = 1330

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Les coques sont enfin recouvertes de liège, de module d'YOUNG 5Mpa sur la Figure 4-112, et la transition entre les deux modes se retrouve décalée, avec seulement une modification significative pour les coques acier.

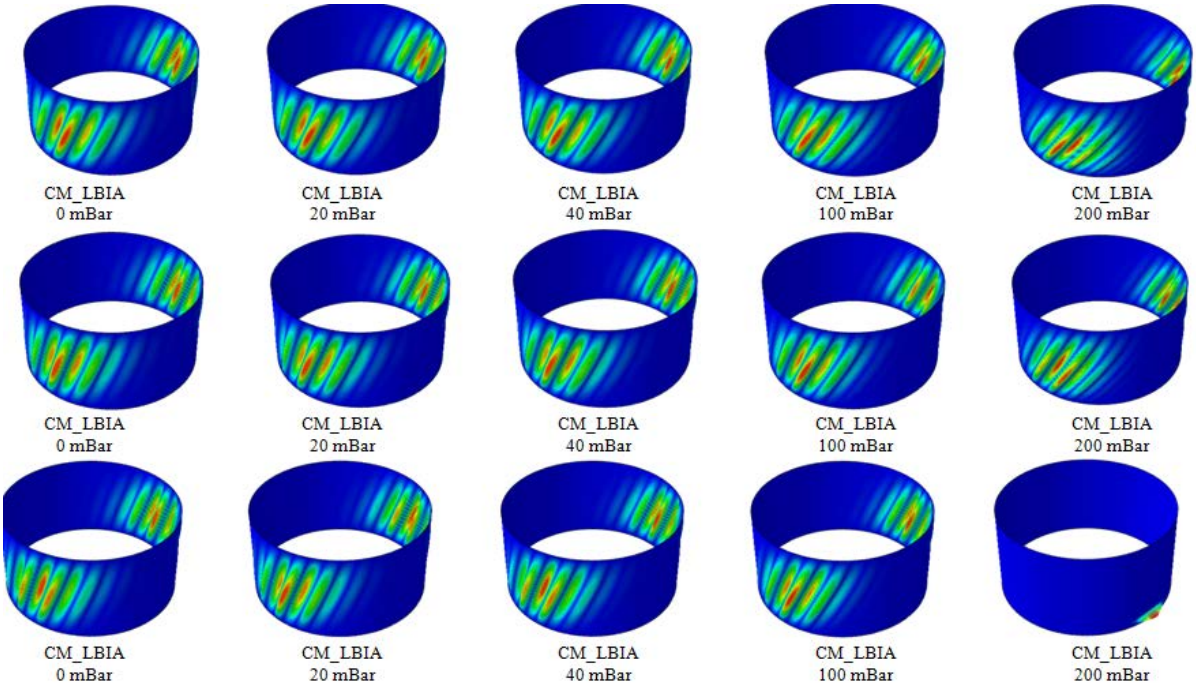


Figure 4-112. Effet du matériau - Modes critiques LBA, PT, Liège sur Aluminium (1ere ligne), Cuivre (2eme ligne) Acier (3eme ligne), R/t = 1330

<u>Contraintes critiques: Lisse et Multicouche, Expérimental et Numérique.</u>

Les contraintes critiques de bifurcation de l'ensemble des modes présentés ci-dessus sont reprises dans le graphique suivant:

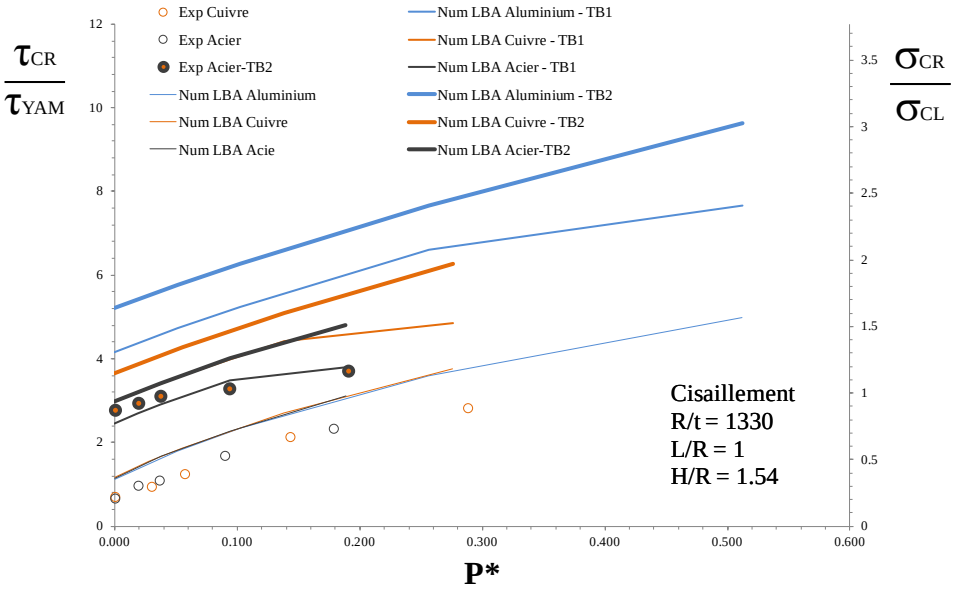


Figure 4-113. Effet du matériau - Contraintes critiques, PT, R/t=1330.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

La pression adimensionnelle prend tout son sens dans ce graphique: elle dépasse la valeur de 0.5 pour les coques en aluminium de module d'YOUNG faible. Les cercles correspondent aux essais expérimentaux, pour les coques lisses (cercles fins) et coques multicouches (cercles épais), puis suivant la même logique, les essais numériques sont représentés par les courbes, du trait fin au trait épais pour respectivement les coques lisses, multicouches polystyrène et multicouche liège.
L'écart de résistance évoqué au début de cette partie est expliquée par l'importance d'adimensionnaliser la pression; grâce à celle ci, la tendance est la même pour des coques à géométrie identique quel que soit le matériau (essais expérimentaux et courbes numériques sur coques lisses). La pression adimensionnelle ne prend évidement pas en compte la couche d'isolant et ses caractéristiques, ce qui se visualise par les courbes numériques qui sont décalées. Le matériau utilisé comme protection thermique va alors avoir un impact sur la résistance et le comportement de la structure. Le changement de mode de flambage peut se voir au niveau du changement de pente perceptible sur certaines courbes numériques.

II.5.2. Cisaillement sur coques: Z = 5160

La même étude partielle est reproduite sur des coques longues (L/R = 2) en Acier de module d'YOUNG de E=190000Mpa et Cuivre de module d'YOUNG E=130000Mpa.

Le paramètre de BATDORF prend la valeur de 5160 environ et les essais sont lancés sur des coques pour des pressions allant de 0 à 200mbar.

Courbes contraintes/déplacement: Lisse, Expérimental.

Puisque la pression adimensionnelles est fonctions du module d'YOUNG, qui est différent pour les deux matériaux, les courbes affichent cette fois ci la pression réelle sur les deux matériaux de même épaisseur (R/T = 1330 soit t = 0.1mm). Seules les coques lisses sont ici comparées:

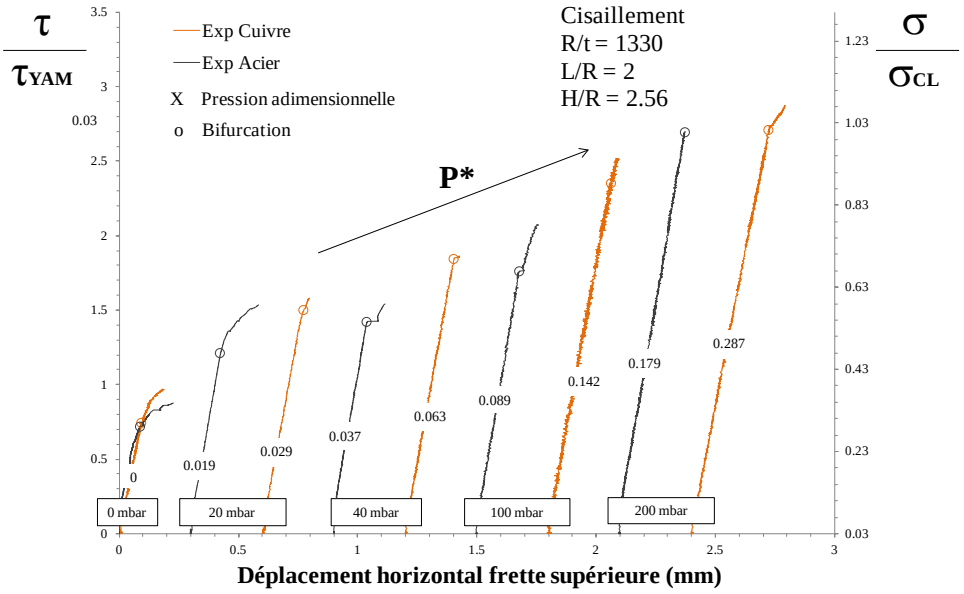


Figure 4-114. Effet du matériau - Courbes expérimentales, PT, Acier et Cuivre, R/t=1330.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Pour les deux matériaux, les évolutions à pression nulle sont linéaire, puis bifurquent vers une branche post-critique stable, elles sont vite remplacées, dès les basses pressions (P < 100mbar) par des droites linéaires terminées par une bifurcation d'équilibre coïncidant avec l'effondrement rapide de la structure. Tout comme les cas précédents, la contrainte normalisée est plus grande pour les coques en cuivre, qui ont le module d'YOUNG plus faible.

Modes critiques: Coque lisse, Expérimental.

L'évolution des modes critiques en fonction de la pression est semblable pour les deux matériaux; des cloques de grande amplitude à pression nulle sur les flans des coques lisses. Un décalage est remarquable: les cloques se concentrent en partie basse de la zone comprimée plus rapidement pour les coques en cuivre lorsque la pression augmente. La pression adimensionnelle est plus élevé pour celles ci (P* = 0.03 et P* = 0.02 respectivement pour les coques cuivres et acier pour une même pression de 20mbar)

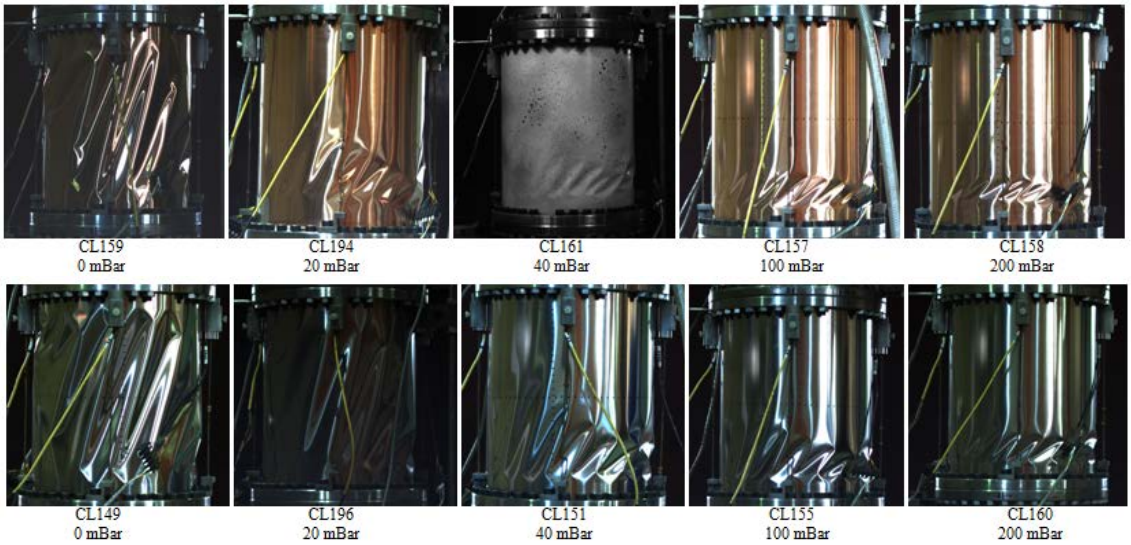


Figure 4-115. Effet du matériau - Modes critiques expérimentaux, PT, Cuivre (1ere ligne) Acier (2eme ligne), R/t = 1330, (fibre neutre)

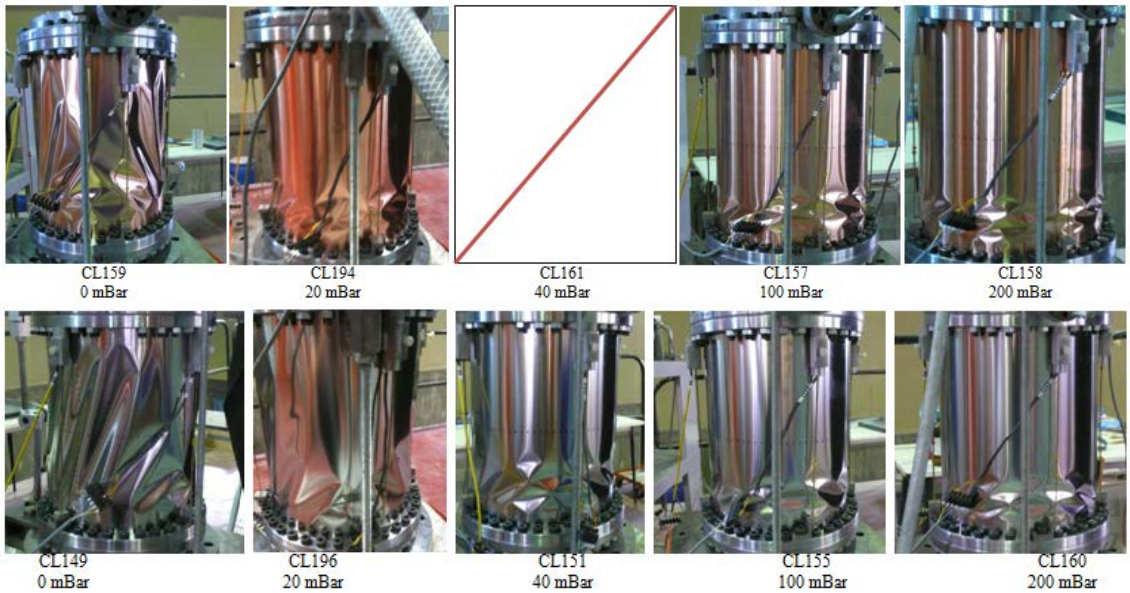


Figure 4-116. Effet du matériau - Modes critiques expérimentaux, PT, Cuivre (1ere ligne) Acier (2eme ligne), R/t = 1330, (fibre comprimée)

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Modes critiques: Coque multicouche, Expérimental.

La protection thermique accélère elle aussi l'apparition du mode de flexion comme il a été démontré précédemment dans ce chapitre, les cloques sont très petites et concentrées sur les parties inférieures dès que la pression interne dépasse les 20mbar.

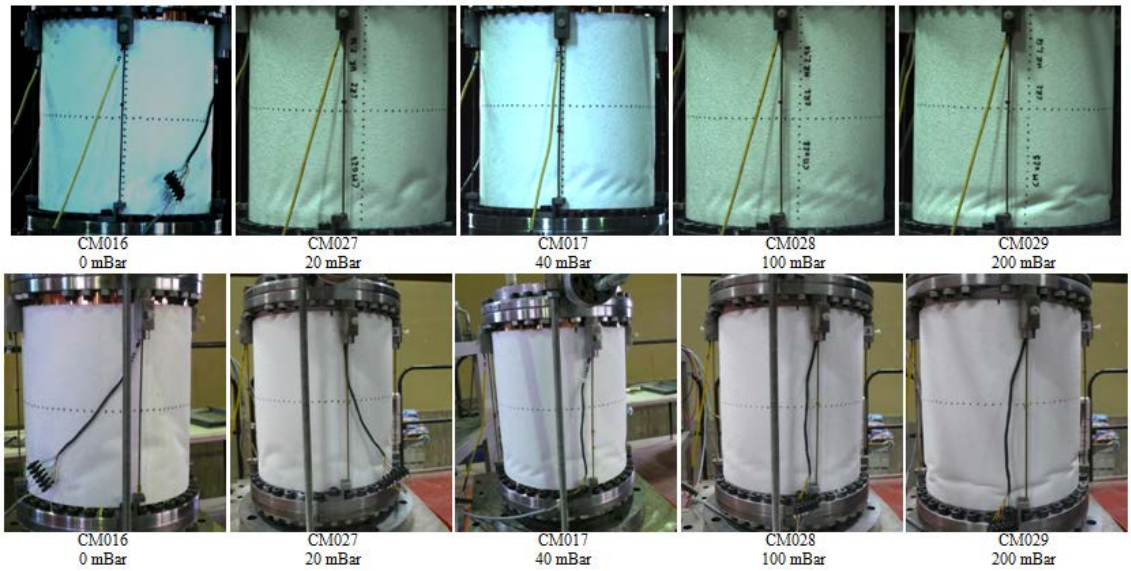


Figure 4-117. Effet du matériau - Modes critiques expérimentaux, PT, Cuivre-Polystyrène, R/t = 1330, (fibre neutre et fibre comprimée)

Modes critiquess: Lisse et multicouche, Numérique.

Les modes critiques expérimentaux sont comparés aux modes critiques obtenus par simulation numérique LBA.

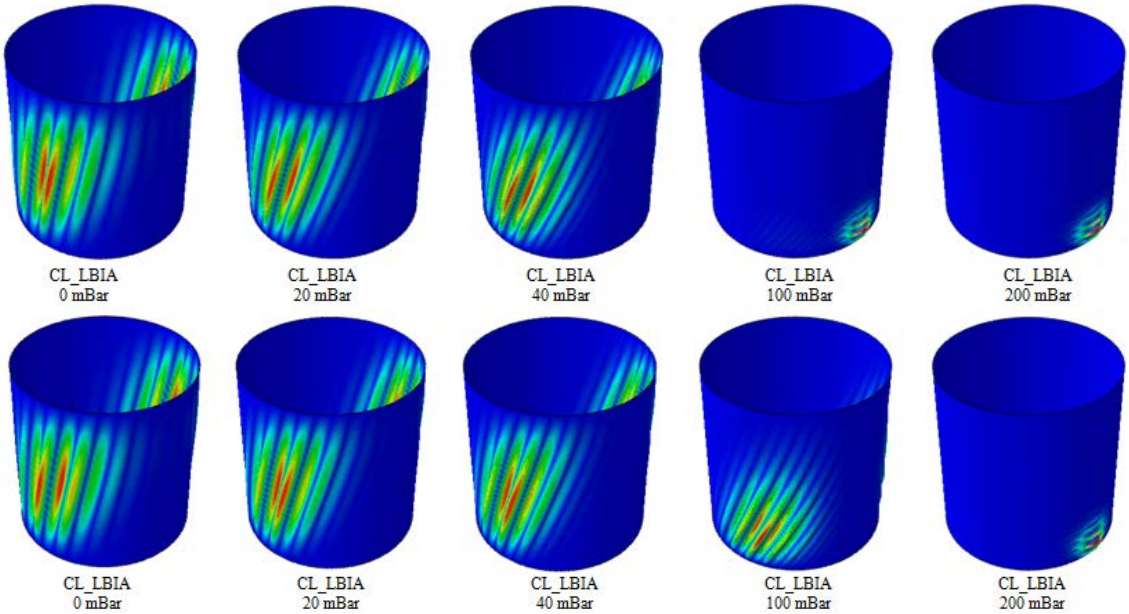


Figure 4-118. Effet du matériau - Modes critiques LBA, PT, Cuivre (1ere ligne) Acier (2eme ligne), R/t = 1330

Ces modes critiques numériques retrouvent les mêmes comportements que les modes critiques expérimentaux, avec l'inclinaison des cloques et le déplacement vers la zone comprimée qui se font ressentir cette fois ci dès 40mbar pour les essais sur cuivre et 100mbar

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

pour les coques acier (contre 20mbar et 40mbar pour les coques cuivre et acier expérimentales Figure 4-115). La aussi, pour une pression donnée, la pression adimensionnelle résultante est plus grande pour les coques en cuivre que pour les coques acier ce qui explique le passage plus rapide au mode de flexion.

L'ajout d'une épaisseur d'isolant en polystyrène de module d'YOUNG 3.2Mpa modifie considérablement le mode de flambage dominant, dès les très faibles pressions comme ce que l'on a pu voir sur les essais expérimentaux des coques en cuivre recouvertes de polystyrène.

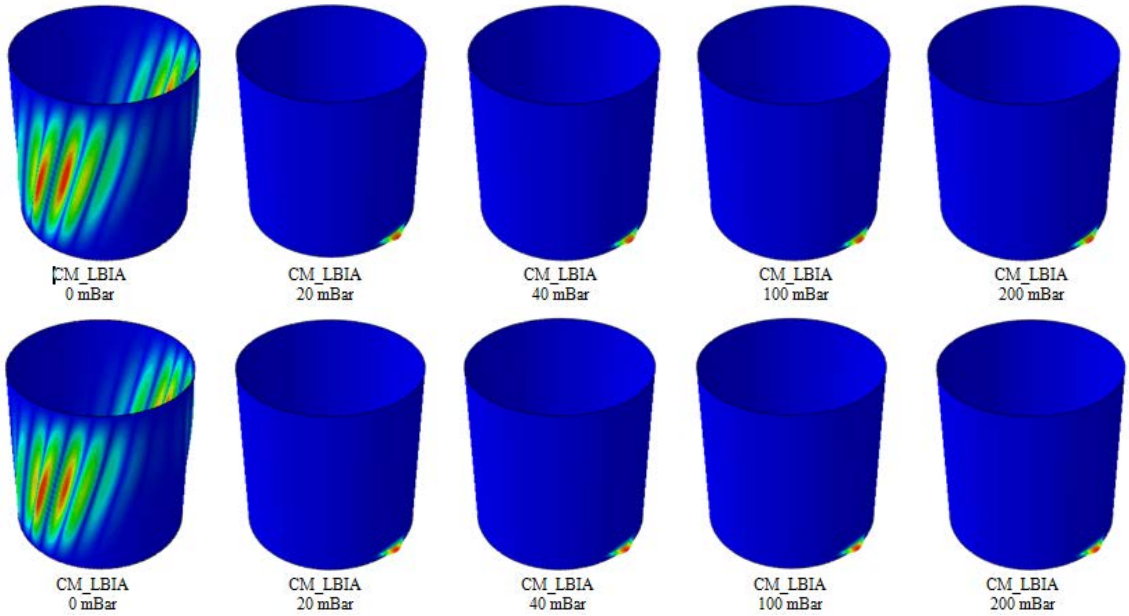


Figure 4-119. Effet du matériau - Modes critiques LBA, PT, Polystyrène sur Cuivre(1ere ligne), sur Acier (2eme ligne), R/t = 1330

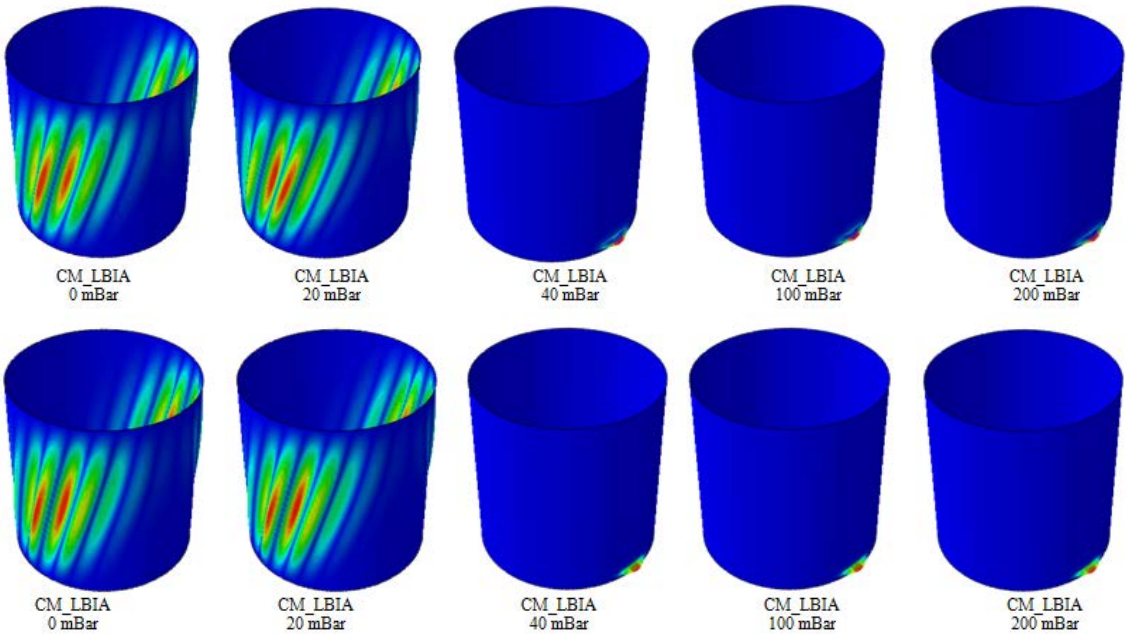


Figure 4-120. Effet du matériau - Modes critiques LBA, PT, Liège sur Cuivre(1ere ligne), sur Acier (2eme ligne), R/t = 1330

Les coques recouvertes de liège, de module d'YOUNG 5Mpa, conduisent aux mêmes conclusions avec le passage du mode de cisaillement en mode de flexion qui se fait légèrement plus tardivement.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Contraintes critiques: Lisse et Multicouche, Expérimental et Numérique.

Les contraintes critiques de bifurcation associés aux contraintes critiques issues des modes de bifurcation d'Euler présentés ci-dessus sont reprises dans le graphique suivant:

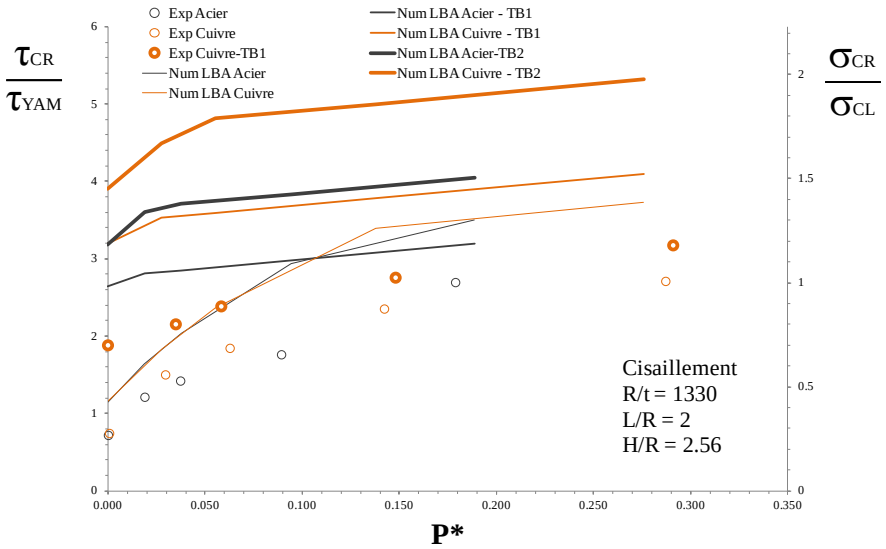


Figure 4-121. Effet du matériau - Contraintes critiques, PT, R/t=1330.

Les cercles correspondent aux essais expérimentaux, pour les coques lisses (cercles fins) et coques multicouches (cercles épais), puis suivant la même logique, les essais numériques sont représentés par les courbes, du trait fin au trait fort pour respectivement les coques lisses, multicouches polystyrène et multicouche liège.
Les coques lisses cuivre et acier testées expérimentalement suivent la même tendance grâce au caractère adimensionnel de la pression et de la contrainte. La présence d'isolant n'est pas prise en compte dans ces paramètres, avec des tendances numériques identiques mais décalées, en fonction du matériau utilisé. Le changement de mode de flambage évoqué précédemment peut se voir par le changement de pente brusque.

II.5.3. Bilan sur l'effet du matériau

Les matériaux et leurs caractéristiques ont un rôle important dans la résistance et le comportement des structures cylindriques. A géométrie égale, les coques de module d'YOUNG faible seront moins résistantes mais la pression interne aura d'autant plus d'efficacité d'où des contraintes critiques normalisées supérieures sur les courbes de contraintes-déplacement.
La contrainte théorique de YAMAKI homogénéise ces écarts et est alors bien définie pour les coques non pressurisées puisque les courbes se superposent, ce qui est moins vrai dès l'insertion d'une pression parce que non prise en compte, mais le paramètre adimensionnel P* vient corriger cet effet et offre des tendances similaires quelque soit le matériau.

Le passage du mode de cisaillement au mode de flexion est décalé et plus précoce avec un module d'YOUNG faible de la coque.

Ce qui est intéressant de souligner sur la base de cette étude, c’est que l'utilisation d'un matériau isolant différent décale la transition du comportement au flambage de cisaillement

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

vers la flexion. Malgré un module d'YOUNG très faible des deux matériaux utilisés (3.2Mpa pour le polystyrène et 5Mpa pour le Liège) comparé aux modules des matériaux des structures (le rapport $E_{clinquant}/E_{isolant}$ varie de 12000 à 62500), la protection thermique apporte un gain de résistance considérable mais cependant très sensible pour une faible variation de son module.

L'épaisseur de cette protection thermique peut aussi avoir un rôle sur les résistances des coques, ce questionnement est appréhendé ci-après.

II.6. Effet de l'épaisseur de la protection thermique

Il a été montré que la protection thermique, malgré ses caractéristiques mécaniques faibles, améliore la tenue des coques. Le caractère géométrique des coques est aussi très important, une seule épaisseur ti de 3.7mm de matériau isolant à été pris en compte jusqu'à maintenant, mais quelle influence a ce paramètre sur la résistance des cylindres métalliques multicouches? Un aperçu de l'influence de l'épaisseur de la protection thermique en polystyrène sur des coques courtes en aluminium (L/R = 0.5, R/t = 665, Z = 159) est proposé dans cette partie.

II.6.1. Cisaillement sur coques aluminium-polystyrène: Z = 159

Les coques en aluminium ont été testées sans protection thermique, puis avec 1, 2 et 3 couches, superposées et collées entre elles avec de l'adhésif double face, pour deux niveaux de pression P = 0mbar et P = 40mbar.

<u>Courbes contraintes/déplacement: Lisse et Multicouche, Expérimental.</u>

Les courbes de la Figure 4-122 sont différenciées par le niveau de pression inséré (traits fin pour une pression interne nulle et trait épais pour une pression interne de 40 mbar), et séparées en fonction du nombre de couche d'isolant apposées.

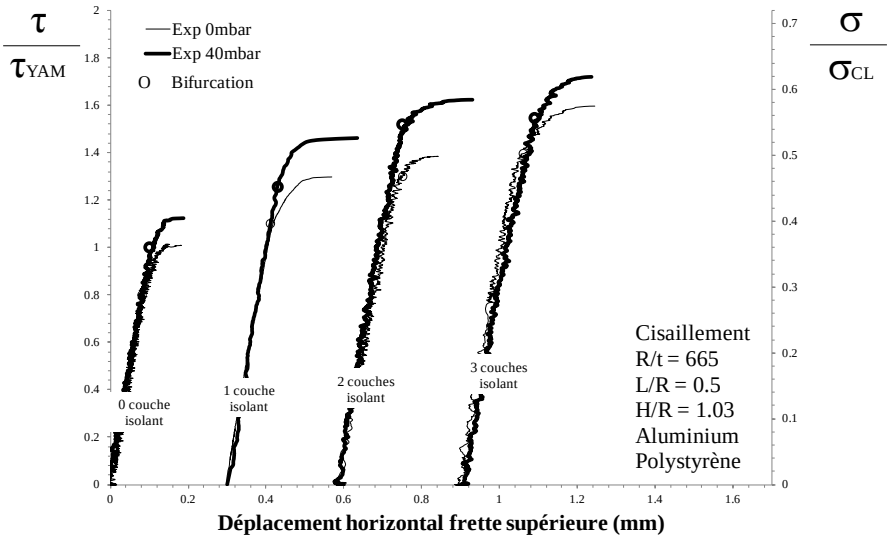


Figure 4-122. Effet des couches de protection thermique - Courbes expérimentales, PT, Aluminium-Polystyrène, R/t=665.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Les spécimens testés ont tous une évolution semblable, le nombre de couches ne semble donc pas, dans ces proportions, jouer sur le mode de flambage pour les coques courtes. Les contraintes critiques correspondant aux bifurcations augmentent tout de même en fonction des couches.

Modes critiques: Lisse et Multicouche, Expérimental.

Les modes critiques obtenues pour les deux pression sont données sur les figures suivantes (Figure 4-123 pour P = 0mbar et Figure 4-124 pour P = 40mbar), pour certains essais, les photos ne sont pas disponibles.

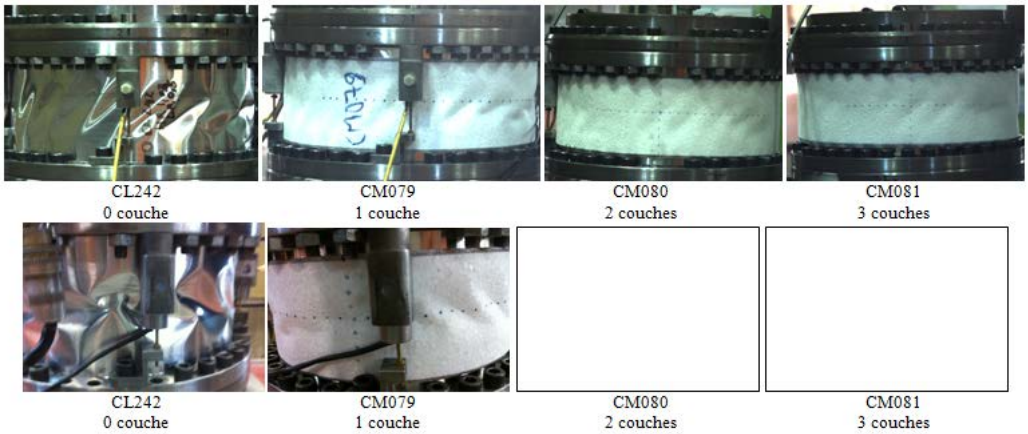


Figure 4-123. Effet des couches de protection thermique - Modes critiques expérimentaux, PT, Aluminium-Polystyrène, P=0mbar, R/t=665 (fibre neutre et fibre comprimée).

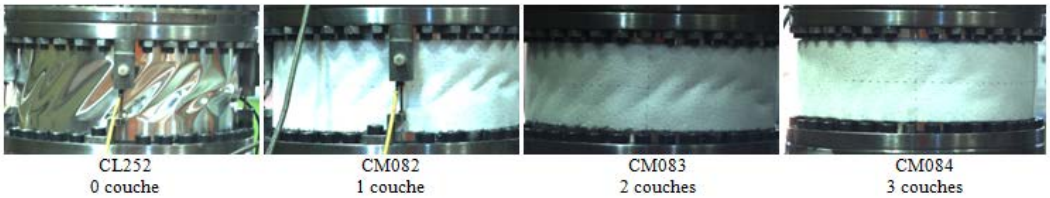
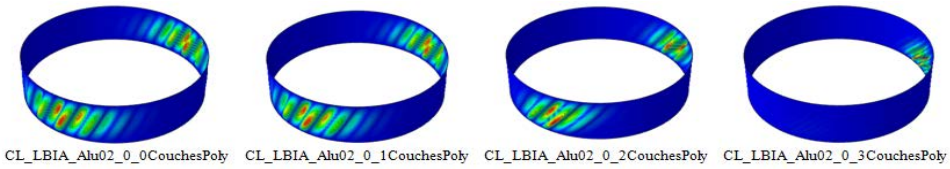


Figure 4-124. Effet des couches de protection thermique - Modes critiques expérimentaux, PT, Aluminium-Polystyrène, P=40mbar, R/t=665 (fibre neutre et fibre comprimée).

Les déformations post-critiques sont, pour tous les spécimens, composées de cloques inclinées sur les flans, typique du mode de cisaillement, de moins en moins visibles avec l'épaisseur de l'isolant.

Modes critiques: Lisse et Multicouche, Numérique.

Les modes critiques obtenus par simulation numérique linéaire LBA conduisent au même constat, avec une apparition des cloques difficiles en présence de 3 couches de polystyrène.



Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

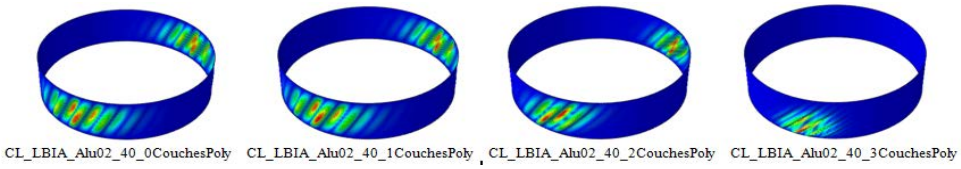


Figure 4-125. Effet des couches de protection thermique - Modes critiques LBA, PT, Aluminium-Polystyrène (0mbar - 1ere ligne, 40mbar - 2eme ligne) R/t = 665

Contraintes critiques: Lisse et Multicouche, Expérimental et Numérique.

Les contraintes critiques de bifurcations de l'ensemble des modes présentés ci-dessus sont modélisés dans le graphique suivant:

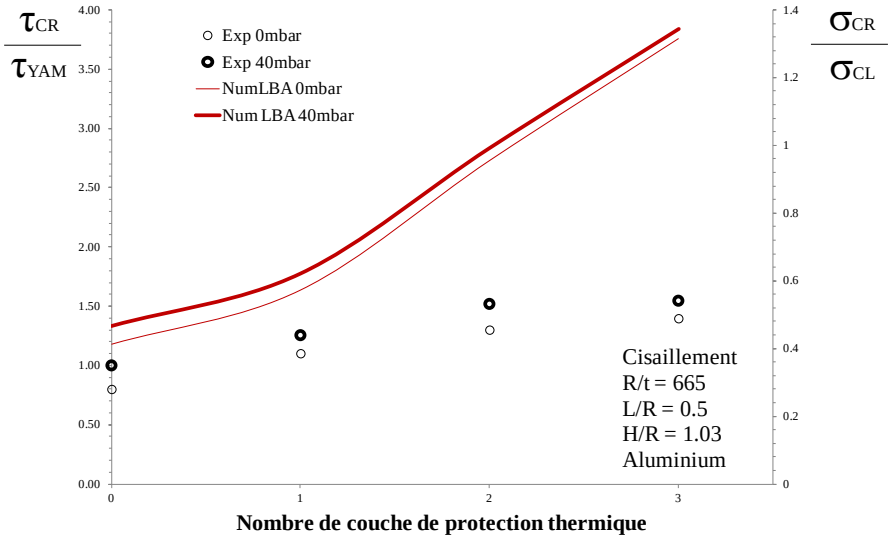


Figure 4-126. Effet des couches de protection thermique - Contraintes critiques, PT, Aluminium-Polystyrène, R/t=665.

La mise en place des contraintes critiques expérimentales montre que l'ajout de couche améliore linéairement la résistance des coques dans un premier temps, cette tendance n'est pas vérifiée dès la troisième couche où il semble y avoir un ralentissement.
Pour la première fois, l'étude numérique n'est pas concluante est ne correspond pas aux résultats expérimentaux, la résistance évolue rapidement avec plusieurs couches. L'écart entre les deux pressions diminue quant à lui, un nombre de couches important prend le dessus sur les pressions.

II.6.2. Bilan sur l'effet de l'épaisseur de protection thermique

L'ajout consécutif de couches d'isolant même peu résistant améliore la résistance au flambage des structures, cet effet semble s'estomper lorsque le nombre de couches devient trop important.
L'influence de l'épaisseur à été appréhendée sur des coques courtes, avec un rapport L/R = 0.5, donc moins sensibles au flambage. Le nombre réduit d'essais ne permet pas de conclure précisément mais offre un aperçu de l'influence de l'épaisseur de la protection thermique, d'autres tests sont nécessaires sur des coques de géométries variables pour imaginer prendre en compte ce paramètre dans les règles de dimensionnement.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

II.7. Effet d'un défaut de collage de la protection thermique

Le réservoir cryogénique de la fusée Ariane5 est recouvert d'une protection thermique, le processus de fabrication impose une vérification minutieuse du bon état de cette protection thermique et de la qualité du collage, il est donc pertinent de connaitre quelles pourraient être les limites admissibles de la taille des défaut pour entreprendre la prise en compte de l'isolant dans le dimensionnement du point de vue cisaillement.

II.7.1. Cisaillement sur coques aluminium-polystyrène: Z = 647

Cette étude a consisté à coller, sur des coques en aluminium de moyenne longueur (L/R = 1), et d'épaisseur 0.2mm, une feuille de polystyrène d'épaisseur 3.7mm sur laquelle deux zones de forme carrées ou rectangulaire, placées symétriquement sur les flans des coques, ont été dépourvues de bande adhésive double face. De cette manière, un défaut de collage est simulé, et l'évolution de la résistance et du comportement de la structure en fonction de la taille de ce défaut pourra être étudiée.

<u>Défaut carré - Courbes contraintes/déplacement: Lisse et Multicouche, Expérimental.</u>

Les courbes de la Figure 4-127 représentent l'évolution des contraintes normalisées en fonction du déplacement horizontal de la frette supérieur des coques en aluminium, pressurisées à 40mbar et testées dans un premier temps sans isolant (trait fin) ensuite avec une feuille de polystyrène sans défaut (première courbe en trait fort), puis affilié d'un défaut de collage dont la taille augmente (voir photo correspondantes Figure 4-128).
La taille du défaut est donnée en fonction de la longueur L de la coque; soit "c" la longueur du coté du défaut carré, le rapport c/L est alors précisé sur le graphique.

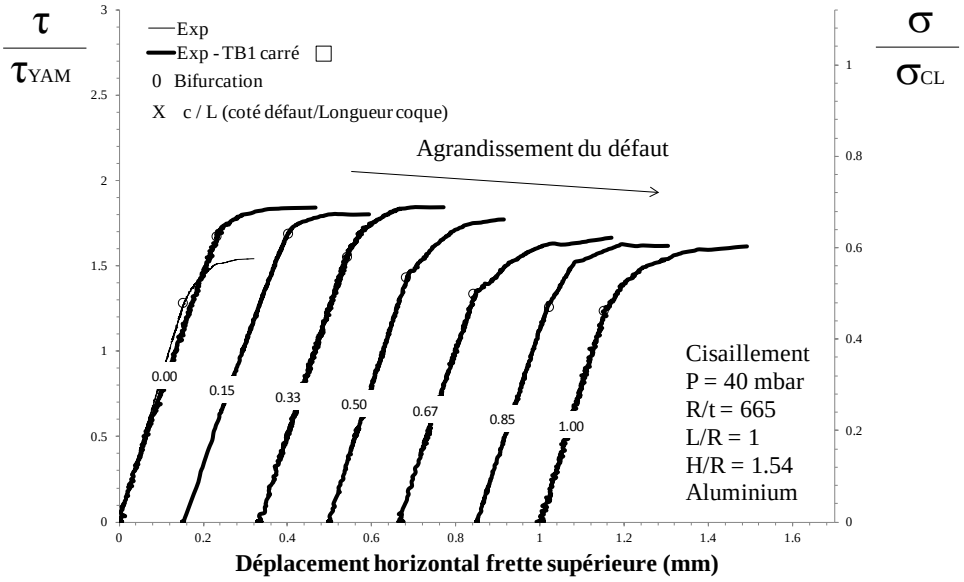


Figure 4-127. Effet du défaut de collage - Carré - Courbes expérimentales, PT, Aluminium-Polystyrène, R/t=665.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

L'évolution générale des courbes est similaire pour l'ensemble des essais. Propre au flambage en cisaillement, le comportement linéaire précritique est suivi par une branche post-critique stable annoncée pas une bifurcation d'équilibre.
L'insertion d'un défaut de collage ne change pas les pentes linéaires de ces courbes, mais allonge la branche post critique au fur et à mesure que la taille du défaut augmente.

Défaut carré - Modes critiques: Lisse et Multicouche, Expérimental.

Les photos ci dessous permettent de visualiser la position et la taille de la zone non collée. A noter qu'une autre zone est positionnées de l'autre coté de la coque.

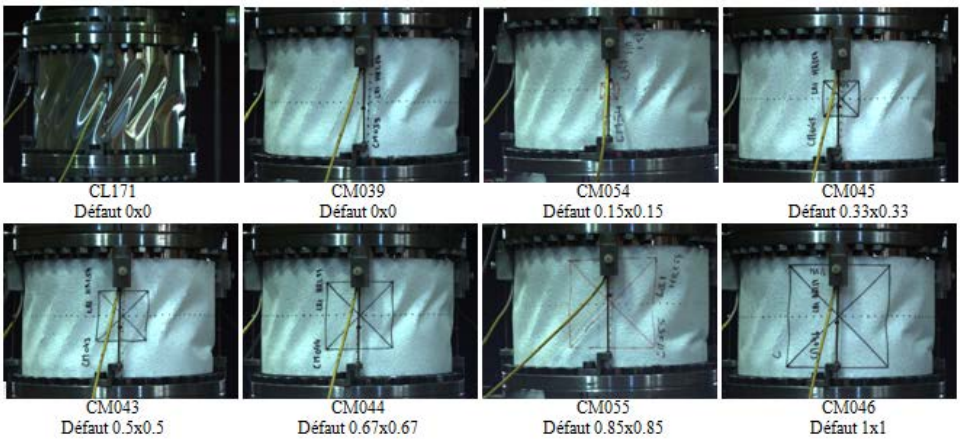


Figure 4-128. Effet du défaut de collage - Carré - Modes critiques expérimentaux, PT, Aluminium-Polystyrène, R/t=665 (fibre neutre).

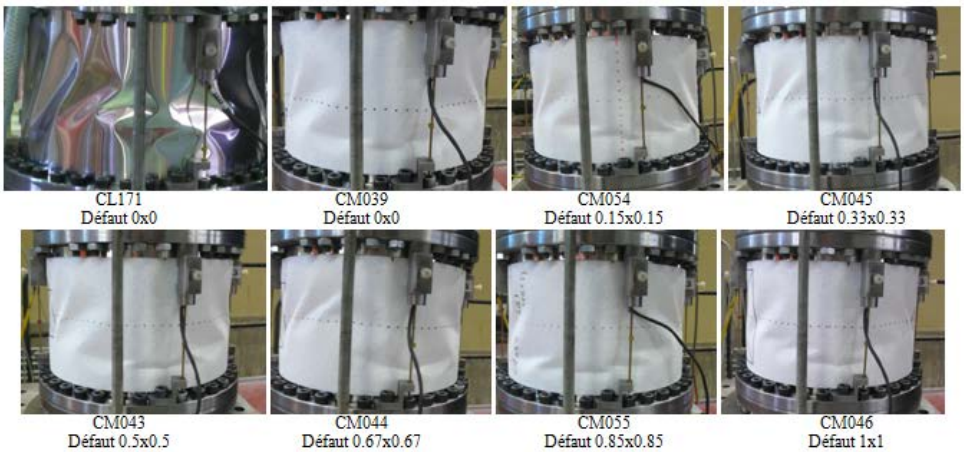


Figure 4-129. Effet du défaut de collage - Carré - Modes critiques expérimentaux, PT, Aluminium-Polystyrène, R/t=665 (fibre comprimée).

Les modes critiques sont, pour tous les spécimens, composés de cloques inclinées sur les flans, typique du mode de cisaillement. La coque testée sans protection thermique présente de larges cloques sur les flans et en zone comprimée, les coques recouvertes de protection thermique présentent des cloques d'amplitude inférieure. Malgré une variation importante de la taille des défauts, les modes critiques varient peu,; bien visible pour un petit défaut, les cloques disparaissent sous le polystyrène puisque celui ci ne suit plus la déformation de la peau métallique sous les grandes zones non collées.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Défaut rectangle - Courbes contraintes/déplacement: Coque lisse et multicouche, Expérimental.

Trois essais complémentaires ont été menés afin de quantifier plus précisément et de différencier la sensibilité de la longueur d'onde axiale ou circonférentielle du défaut de collage. Pour cela, le défaut de collage initialement carré (0.5 x 0.5), est modifié en un défaut rectangulaire de même surface, positionné verticalement (0.25 x 1) ou horizontalement (1 x 0.25) dans les mêmes conditions que précédemment. Les courbes des défauts rectangulaires sont placées à coté de la coque pour laquelle le défaut carré a la même surface (0.5 x 0.5 = 0.25) dans le but d'envisager une comparaison.

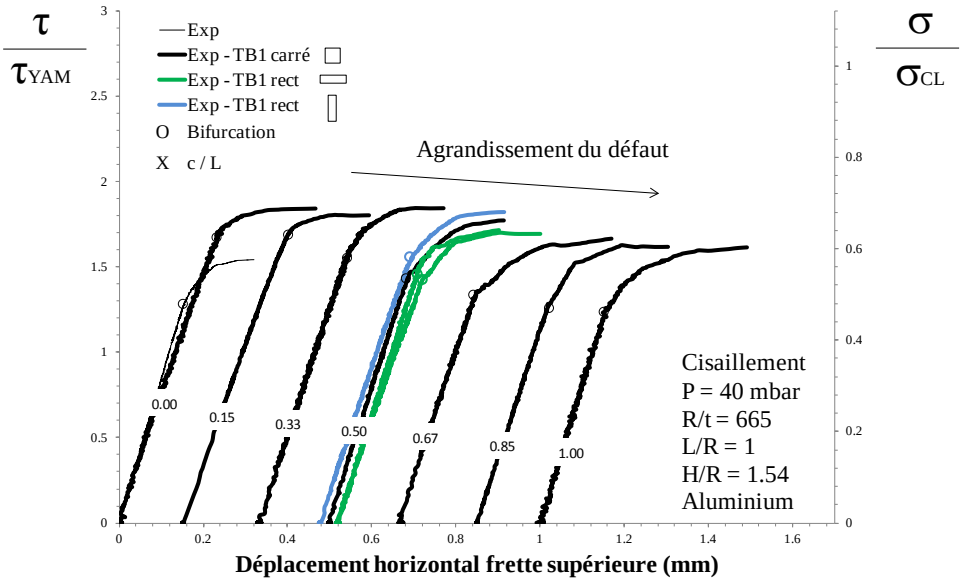


Figure 4-130. Effet du défaut de collage - Rectangle - Courbes expérimentales, PT, Aluminium-Polystyrène, R/t=665.

L'évolution générale reste identique, la coque possédant un défaut de collage vertical semble cependant moins affectée que celles ayant un défaut horizontal. Ces dernières ont une évolution proche du défaut carré de coté 0.67xL mais avec une contrainte critique proche de celle du défaut carré de coté 0.5xL.
La taille du défaut, ou plus justement la surface, est alors moins pénalisante que la forme, les défauts de grande amplitude circonférentielle semblent être plus néfastes pour la structure.

Défaut rectangle - Modes critiques: Lisse et Multicouche, Expérimental.

Les photos ci dessous permettent de mieux comprendre la position et la taille de la zone non collée. A noter qu'une autre zone est positionnée de l'autre coté de la coque.

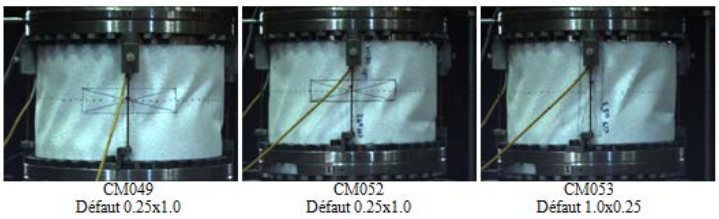


Figure 4-131. Effet du défaut de collage - Rectangle - Modes critiques expérimentaux, PT, Aluminium-Polystyrène, R/t=665 (fibre neutre).

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Figure 4-132. Effet du défaut de collage - Rectangle - Modes critiques expérimentaux, PT, Aluminium-Polystyrène, R/t=665 (fibre comprimée).

Contraintes critiques: Lisse et Multicouche, Expérimental et Numérique.

Les contraintes critiques de bifurcations de l'ensemble des essais présentés ci-dessus sont reprises dans le graphique suivant:

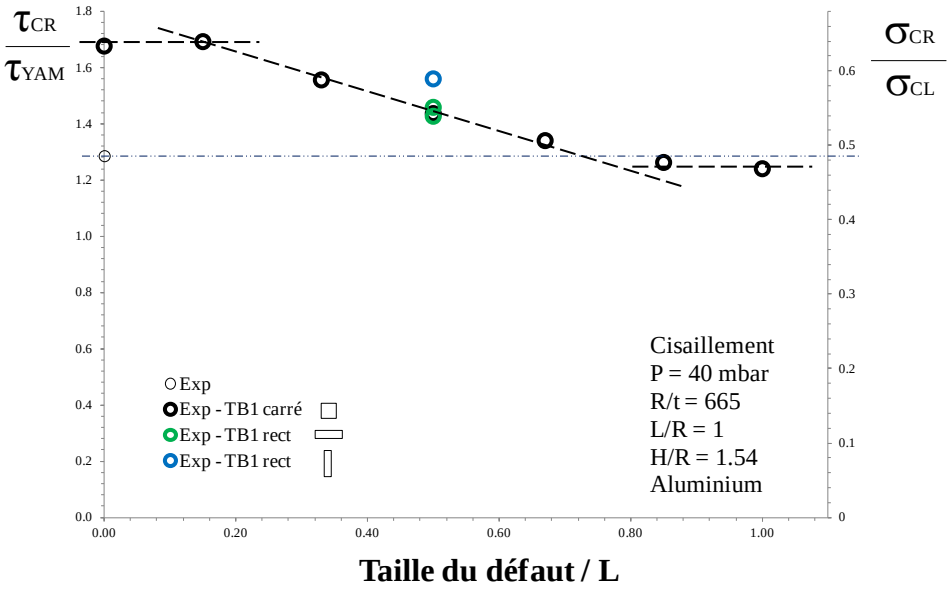


Figure 4-133. Effet du défaut de collage - Contraintes critiques, PT, Acier-Liège, R/t=1330.

Ce graphique traduit clairement l'effet qu'engendre un défaut de collage sur la charge critique d'une coque cylindrique pressurisée à P = 40mbar.

Un premier essai sur une coque lisse de contrainte critique égale à 1.3xτ_{YAM}, sert de base à l'évaluation de l'effet du défaut de collage. Le collage sans défaut d'un matériau isolant, apporte à cette coque un gain de résistance de 30% ce qui permet d'atteindre 1.7xτ_{YAM}.

L'insertion d'un défaut de collage sur les zones de contraintes maximales (cisaillement) n'a une influence qu'à partir du moment où la taille du défaut atteint environ 15% de la hauteur de la coque, la résistance de la coque diminue alors au fur et à mesure que le défaut augmente. Pour que la protection thermique n'ait alors plus aucun effet, il faut que le défaut de collage soit suffisamment important, pour nos essais, on note qu'il est nécessaire que l'imperfection de collage couvre 85% de la longueur de la coque. Les contraintes critiques de cisaillement de ces coques multicouches sont finalement égales aux contraintes de la coque dépourvue de protection thermique.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

II.7.2. Bilan sur l'effet du défaut de collage

La protection thermique, même de caractéristique mécanique très faible ceinture la coque métallique et apporte un gain de résistance important à la structure. Cependant, la bonne mise en œuvre est cruciale pour espérer consolider les coques, une liaison imparfaite entre les deux couches entraine une chute de résistance qui peut conduire à considérer la coque comme lisse si le défaut est grand.

II.8. Effet des imperfections géométriques sur les coques multicouches

L'influence des défauts géométriques ont été prouvés à plusieurs reprises par des chercheurs durant ces dernières années. L'idée ici est d'en étudier l'effet sur les coques recouvertes par un matériau léger isolant, sollicitées par un effet transversal de cisaillement.

Les campagnes d'essais sont pour la grande majorité réalisées avec un seul cycle de chargement pour chaque coque, sollicitée jusqu'à sa ruine et analysée pour déterminer les charges de bifurcation et de collapse.
Cette analyse s'appuiera cette fois-ci sur trois coques en acier d'épaisseur 0.1mm non pressurisées et de moyenne longueur (L/R = 1): une coque lisse, une coque recouverte de polystyrène et une coque recouverte de liège, ayant subis plusieurs cycles de chargement jusqu'à leur ruine afin de voir l'effet des imperfections géométriques, générées par un marquage important des déformations résiduelles de la première ruine sur le clinquant.

Enfin un essai en flexion est exécuté sur une coque lisse en cuivre d'épaisseur 0.1mm et de grande taille (L/R = 2) jusqu'a sa ruine, puis, recouverte d'une protection thermique subit un deuxième chargement.

II.8.1. Cisaillement sur coque acier: Z = 1307

La première coque lisse, en acier d'épaisseur 0.1mm, et de moyenne longueur L/R=1 est testée pour trois configurations, à pression interne nulle:

Courbes contraintes/déplacement: Lisse, Expérimental.

La Figure 4-134 présente les trois courbes de chargement qu'à subit la coque.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

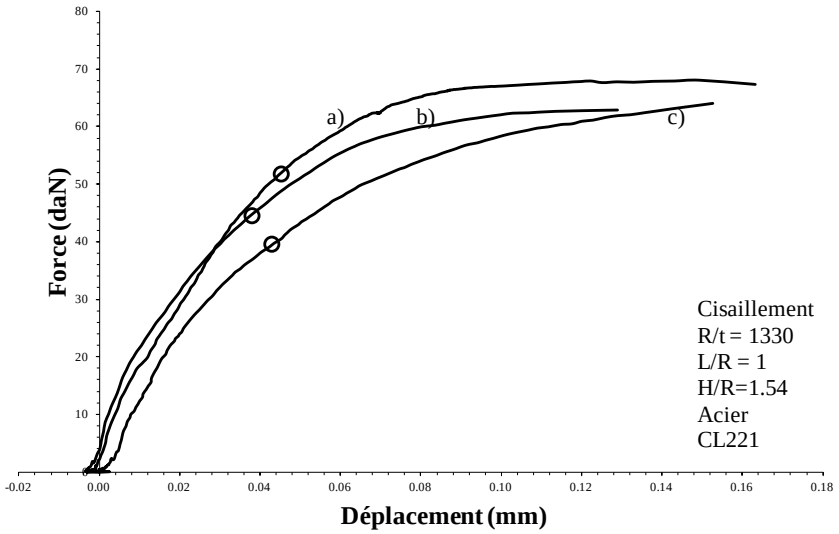


Figure 4-134. Effet du défaut géométrique - Courbes expérimentales, PT, Acier, R/t=1330, L/R=1. a) premier chargement, b) deuxième chargement, c) troisième chargement coque 180°

Le premier chargement (a) révèle un comportement typique de la sollicitation en cisaillement, caractérisé par une branche fondamentale linéaire, suivie par une branche post-critique stable annoncée par une bifurcation d'équilibre et terminée par le collapse de la coque. Après avoir subi ce premier chargement, les déformations résiduelles restent marquées sur la coque, malgré le caractère élastique de l'acier. La coque subit ensuite un second chargement jusqu'à la ruine (b), puis est tournée de 180° pour supporter à nouveau un troisième chargement (c).
Les trois courbes se révèlent de comportement quasi identique, le point de bifurcation (cercle) se voit cependant fortement diminué au fil des essais, la coque est fortement fragilisée, un comportement plastique apparait pour le dernier essai. La charge limite est diminuée au second chargement alors qu'elle remonte au troisième chargement.

Modes critiques: Lisse, Expérimental.

Les modes critiques des coques déformées après le collapse sont donnés sur les images de la Figure 4-135:

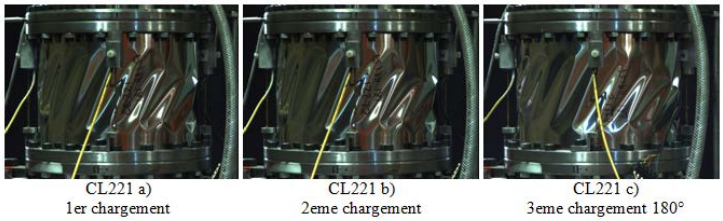


Figure 4-135. Effet du défaut géométrique - Modes critiques expérimentaux, PT, Acier, R/t = 1330, (fibre neutre)

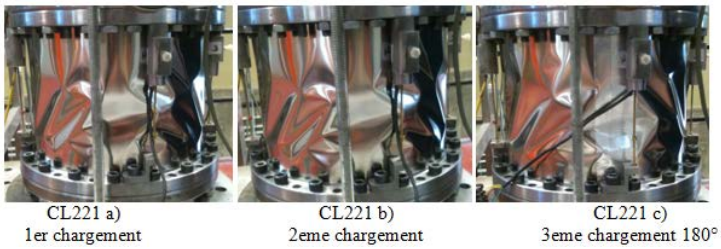


Figure 4-136. Effet du défaut géométrique - Modes critiques expérimentaux, PT, Acier, R/t = 1330, (fibre comprimée)

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

La coque ayant été flambée lors du premier chargement, présente de larges cloques inclinées sur toute la hauteur et sur ses deux côtés. Déchargée puis rechargée à nouveau, l'amplification des cloques initiales apparait plus rapidement et les modes critiques sont exactement similaires. La coque est ensuite tournée de 180 degrés (la fibre tendue devient la fibre comprimée), puis sollicitée une dernière fois en cisaillement, les modes critiques vont apparaitre finalement quasi identiques et de même proportions alors que les défauts résiduels étaient inversés.
Il faut noter que le joint de collage se retrouve dans la zone de contrainte maximale, la double épaisseur est donc une raison de la charge de collapse élevée malgré la présence de défauts initiaux.

II.8.2. Cisaillement sur coque acier-polystyrène: Z = 1307

La coque suivante est recouverte par une feuille en polystyrène, et subit le même protocole expérimental que précédemment.

Courbes contraintes/déplacement: Multicouche, Expérimental.

La Figure 4-137 présente les trois courbes de chargement qu'à subit la coque.

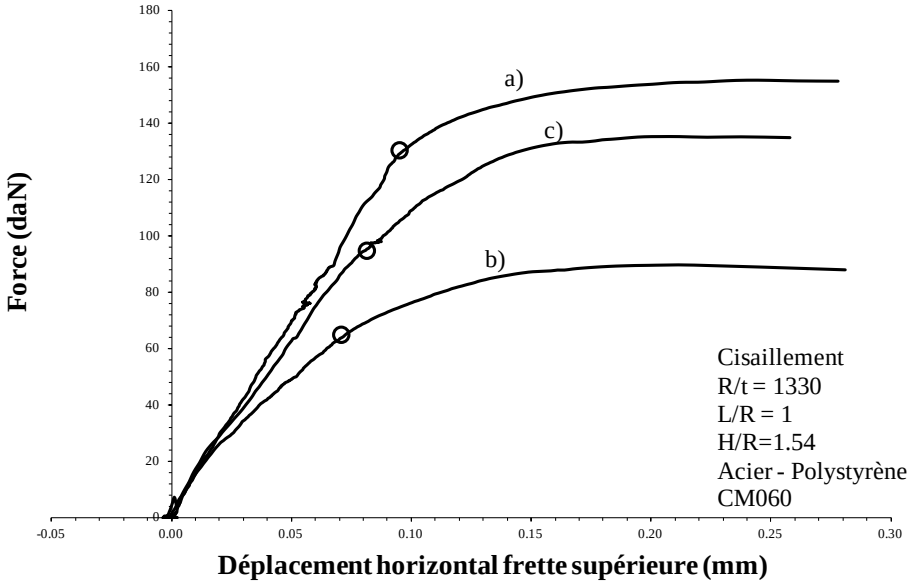


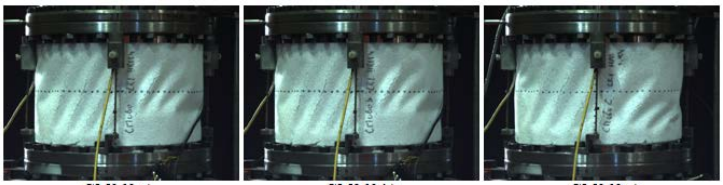
Figure 4-137. Effet du défaut géométrique - Courbes expérimentales, PT, Acier-Polystyrène, R/t=1330, L/R=1. a) premier chargement, b) deuxième chargement, c) troisième chargement coque 180°

Les trois courbes ont un comportement quasi identique, mais contrairement au cas précédent, le point de bifurcation (cercle) est fortement diminué lors du deuxième essai puis augmente à nouveau lorsque la coque est retournée. La coque est fortement fragilisée, mais le comportement plastique est moins évident à identifier. La charge limite suis la même variation que le point limite, mais ne retrouve pas au troisième chargement la charge limite d'origine: ceci peut être expliqué par la présence de la protection thermique qui, fortement endommagée et fissurée, ne peut alors plus apporter une résistance optimale.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Modes critiques: Multicouche, Expérimental.

Les modes critiques des coques déformées après le collapse sont donnés sur les images:



CM060 a) 1er chargement | CM060 b) 2eme chargement | CM060 c) 3eme chargement 180°

Figure 4-138. Effet du défaut géométrique - Modes critiques expérimentaux, PT, Acier-Polystyrène, R/t = 1330, (fibre neutre)

CM060 a) 1er chargement | CM060 b) 2eme chargement | CM060 c) 3eme chargement 180°

Figure 4-139. Effet du défaut géométrique - Modes critiques expérimentaux, PT, Acier-Polystyrène, R/t = 1330, (fibre comprimée)

Les observations sont similaires pour la coque multicouche. Les déformations ont été gardée "en mémoire" pour le deuxième chargement. Le joint de collage dans la zone comprimée, aide à supporter une charge plus grande, l'amplitude des cloques inclinées restent dans le même ordre de grandeur.

II.8.3. Cisaillement sur coque acier-liège: Z = 1307

La coque suivante est cette fois ci recouverte par une feuille en liège d'épaisseur 3.6mm, et subit le même protocole expérimental que les deux premières.

Courbes contraintes/déplacement: Coque multicouche, Expérimental.

Les trois courbes de chargement qu'à subit la coque sont présentées ci-dessous:

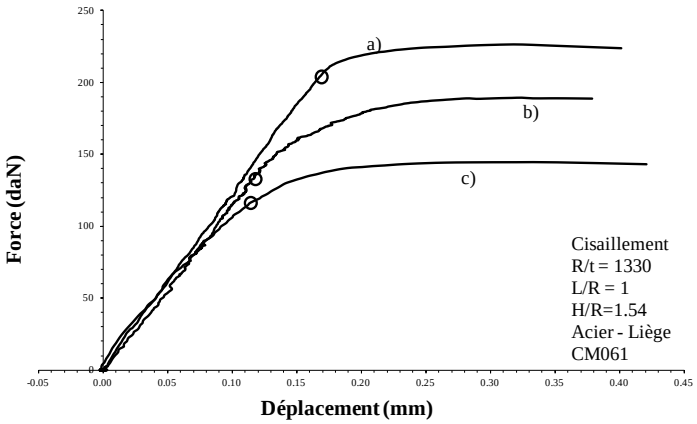


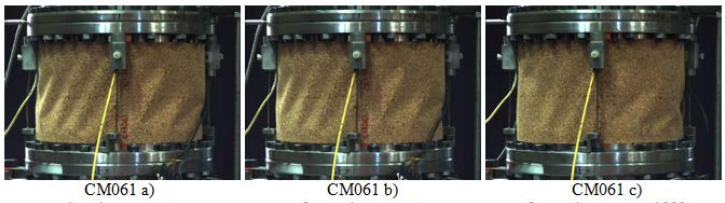
Figure 4-140. Effet du défaut géométrique - Courbes expérimentales, PT, Acier-Liège, R/t=1330, L/R=1. a) premier chargement, b) deuxième chargement, c) troisième chargement coque 180°

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Les trois courbes amènent au même raisonnement que les coques recouvertes de polystyrène: un comportement quasi identique, avec un point de bifurcation (cercle) fortement diminué lors du deuxième essai puis plus haut lorsque la coque est retournée. La charge limite là aussi ne retrouve pas au troisième chargement la charge limite d'origine: du fait de la protection thermique endommagée.

Modes critiques: Coque multicouche, Expérimental.

Les modes critiques des coques déformées après le collapse sont donnés sur les images:



CM061 a) 1er chargement — CM061 b) 2eme chargement — CM061 c) 3eme chargement 180°

Figure 4-141. Effet du défaut géométrique - Modes critiques expérimentaux, PT, Acier-Liège, R/t = 1330, (fibre neutre)

CM061 a) 1er chargement — CM061 b) 2eme chargement — CM061 c) 3eme chargement 180°

Figure 4-142. Effet du défaut géométrique - Modes critiques expérimentaux, PT, Acier-Liège, R/t = 1330, (fibre comprimée)

Les observations sont similaires que pour la coque avec une protection thermique en polystyrène; les déformations sont gardées "en mémoire" pour le deuxième chargement. Le joint de collage dans la zone comprimée, aide à supporter une charge plus grande, l'amplitude des cloques inclinées restent dans le même ordre de grandeur.

II.8.4. Flexion sur coque cuivre-polystyrène: Z = 5155

Cet essai de flexion, est mené sur un spécimen lisse en cuivre, d'épaisseur 0.1mm et de rapport L/R = 2. La sollicitation de flexion est imposée, avec un bras de levier H/R = 13.53 sur la coque pressurisée à 40mbar. Testée jusqu'au collapse, la coque est déchargée, puis recouverte d'une feuille de polystyrène d'épaisseur 3.7mm pour être sollicitée à nouveau dans les mêmes conditions. Le collage de la feuille d'isolant se fait avec la même méthode que tous les essais réalisés pour ce travail de recherche, la coque est pressurisée à 100mbar afin de limiter les déformations au moment de l'application du la protection thermique sur la coque.

Courbes contraintes/déplacement: Lisse et Multicouche, Expérimental.

Les deux courbes de chargement qu'à subit la coque sont présentées ci-dessous:

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

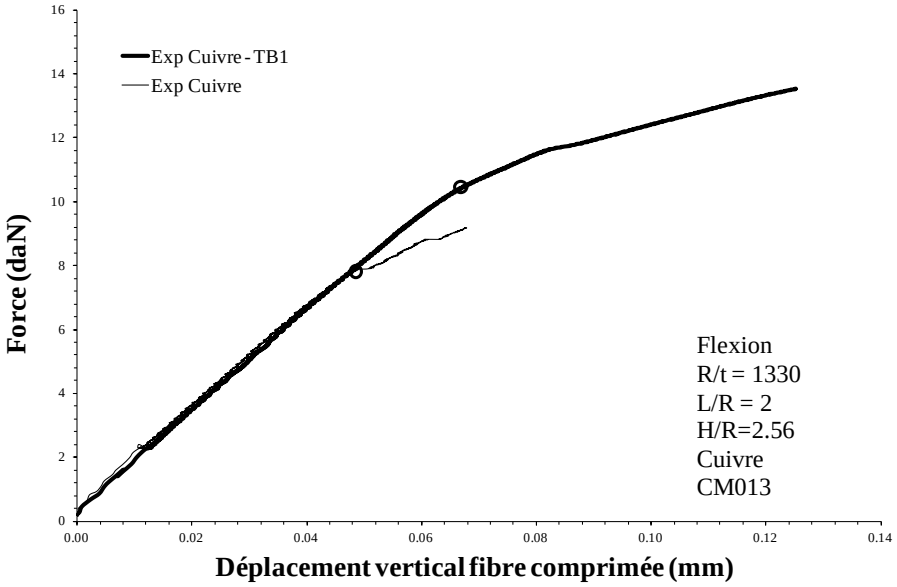
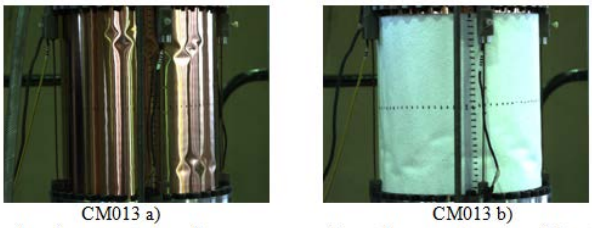


Figure 4-143. Effet du défaut géométrique - Courbes expérimentales, PT, Cuivre-Polystyrène, R/t=1330, L/R=2.

Le graphique montre 2 courbes présentant une évolution linéaire jusqu'à une bifurcation (changement de pente localisé par un cercle), suivie d'une branche post-critique stable où les coques se déforment progressivement jusqu'à l'effondrement.
La courbe en trait fin correspond à la coque lisse testée à 40mbar, et la courbe en trait fort correspond à cette même coque, dont la peau est marquée par le collapse, et qui ensuite est testée à nouveau après l'avoir recouverte d'une feuille de polystyrène. Malgré la présence d'un défaut qui correspond exactement au mode de collapse ou mode critique, l'ajout de la protection thermique allonge la branche fondamentale linéaire, avec donc un accroissement de la contrainte critique de bifurcation, qui atteint $0.57 \times \sigma_{CL}$ contre $0.45 \times \sigma_{CL}$ initialement. Ce résultat initial sur coque lisse annonce certes une coque de qualité moyenne, mais une feuille de matériau isolant vient néanmoins améliorer sa résistance de façon notoire avec un gain de près de 26%.

<u>Modes critiques: Coque lisse et multicouche, Expérimental.</u>

Les modes postcritiques de la coque testée avec puis sans polystyrène sont donnés ci-après:



CM013 a) 1er chargement coque lisse — CM013 b) 2eme chargement coque multicouche

Figure 4-144. Effet du défaut géométrique - Modes critiques expérimentaux, PM, Cuivre-Polystyrène, R/t=1330, L/R=2, (fibre neutre)

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

CM013 a) 1er chargement coque lisse — CM013 b) 2eme chargement coque multicouche

Figure 4-145. Effet du défaut géométrique - Modes critiques expérimentaux, PM, Cuivre-Polystyrène, R/t=1330, L/R=2, (fibre comprimée)

Les cloques obtenues sur la coque lisse sont de petite dimension du fait d'un mauvais réglage de la butée et donc d'un déplacement vertical de la fibre comprimée limité. Les cloques en pointe de diamant sont apparues à deux endroits, la qualité moyenne du clinquant en cuivre d'épaisseur 0.1mm peut en être la cause, où la présence de deux zones fragilisées par des défauts initiaux ont entrainées une disparité des déformations. Ce premier essai où la coque n'est pas totalement détruite mais partiellement déformée, donne la possibilité de la tester à nouveau avec une feuille de polystyrène. Les modes critiques de ce deuxième essai sont alors différents; la protection thermique empêche les cloques de se former à leur endroit initial, le mode est alors modifié et de nouvelles cloques apparaissent en partie basse, avec une amplitude plus importante.

II.8.5. Reproductibilité des résultats

Pour ne pas surcharger les graphiques regroupant les évolutions des contraintes en fonction des déplacement de la frette supérieure des coques, nous avons précisé que seuls les essais pertinents étaient représentés. quelques un d'entre eux ont été réitérés plusieurs fois afin de vérifier la reproductivité des résultats et s'assurer d'une analyse bien fondée.

La fiabilité des résultats est démontrée avec 9 tests de coques réparties dans 3 types d'essais: 2 en cisaillement avec des coques multicouches aluminium/polystyrène et des coques lisses en acier, puis 1 en flexion sur des coques multicouches sur des coques cuivre polystyrène. La sélection des essais réitérés est délibérément faite sur des coques non pressurisées réputées plus sensibles au flambage et où les dispersions sont les plus courantes.

Cisaillement sur coque aluminium-polystyrène: Z = 647

Deux essais ont été réalisés sur deux coques identiques: coques multicouches en aluminium-polystyrène de géométrie L/R = 2, non pressurisées et chargées par une effort tranchant au niveau de la frette supérieure pour une sollicitation en cisaillement.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

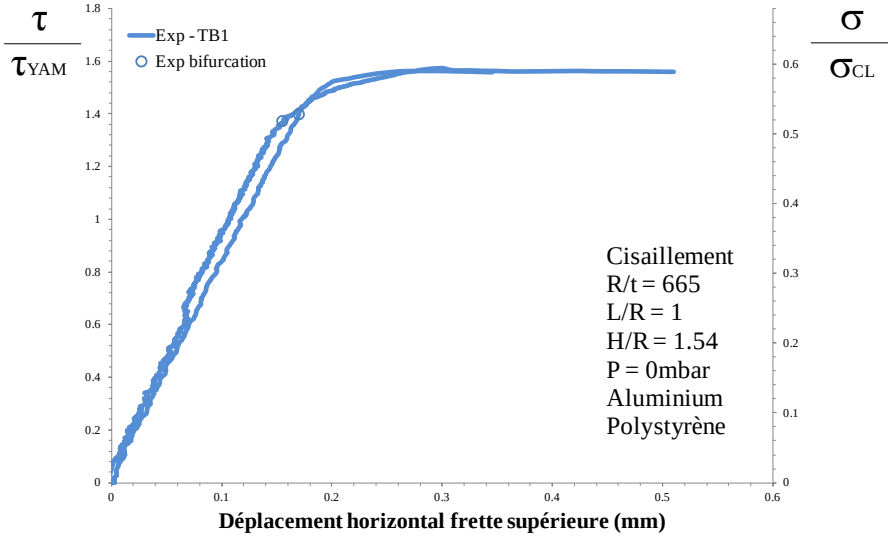


Figure 4-146. Reproductibilité des essais - Courbes expérimentales, Aluminium-Polystyrène, PT, R/t=665, L/R=1, P=0mbar.

Les deux courbes contrainte/déplacement horizontal de la frette supérieure on une pente linéaire identique jusqu'à la bifurcation à 1.37 et 1.40 τ_{YAM} (localisées par des cercles). Le chargement emprunte une branche post critique pour terminer vers un plateau jusqu'au collapse de la structure. Ces deux essais sont quasi identiques et montrent de la fiabilité du banc d'essai expérimental mis en place au sein du laboratoire.

<u>Cisaillement sur coque acier: Z = 1294</u>

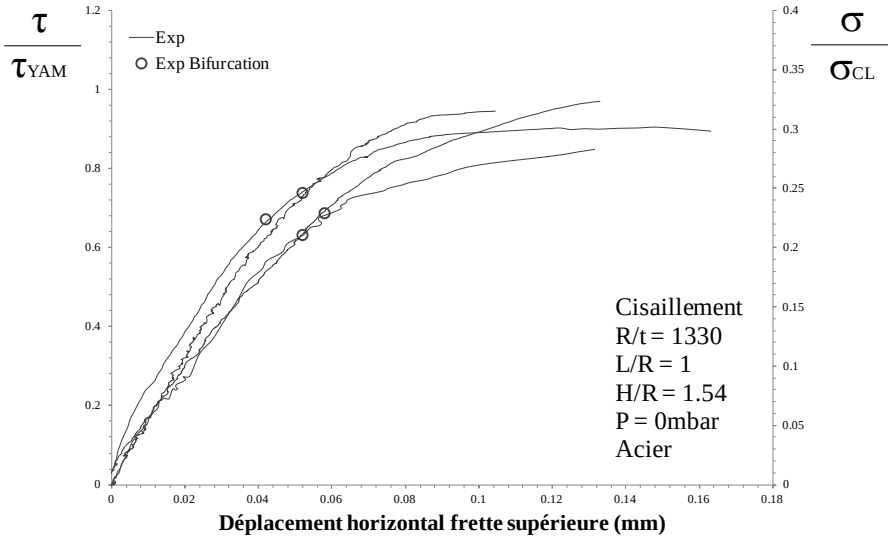


Figure 4-147. Reproductibilité des essais - Courbes expérimentales, Acier, PT, R/t=1330, L/R=1, P=0mbar.

Cette fois ci 4 essais ont été reproduits sur des coques en acier d'épaisseur 0.1mm sollicitées en cisaillement. Les courbes contrainte/déplacement horizontal de la frette supérieure on une pente linéaire quasi identique, la légère différence est due au module d'YOUNG du clinquant

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

qui n'est pas forcément le même au moment de la commande en rouleaux. Les bifurcation entre 0.63 et 0.74 τ_{YAM} (localisées par des cercle) montrent ici aussi la fiabilité du banc d'essai et des résultats obtenus.

Flexion sur coque cuivre-polystyrène: Z = 5155

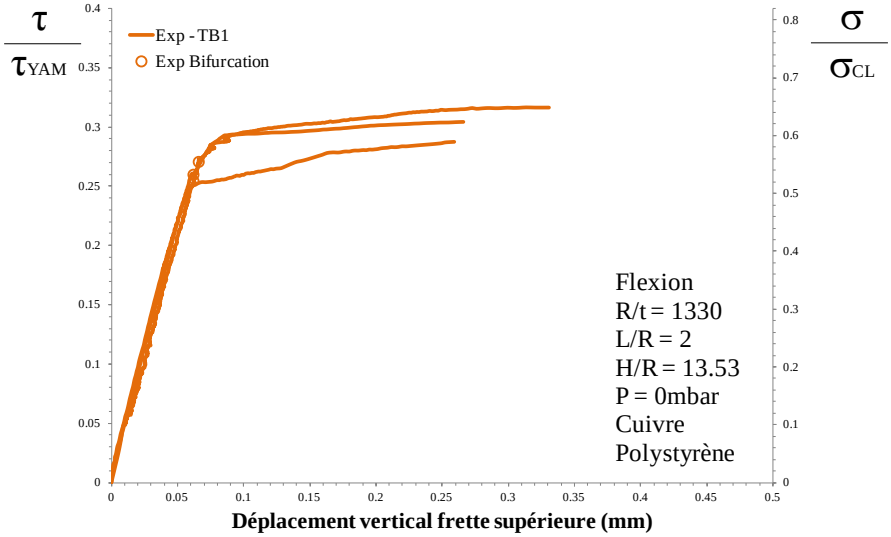


Figure 4-148. Reproductibilité des essais - Courbes expérimentales, Cuivre-Polystyrène, PT, R/t=665, L/R=1, P=0mbar.

Le chargement est maintenant en flexion, sur trois coques en cuivre recouvertes d'une feuille de polystyrène testées dans les mêmes conditions.
La sollicitation de flexion est très sensible aux défauts, et les coques en cuivre d'épaisseur 0.1mm marquent très facilement et présentes des défauts initiaux du fait du mode de fabrication du clinquant. Ces trois derniers essais prouvent encore une fois de la pertinence des résultats et de la fiabilité du banc d'essai, avec un écart maximal de moins de 6% entre les contraintes critiques de bifurcation valant 0.54, 0.55 et 0.57 σ_{CL}.

Le caractère instable de la branche post-critique est modifié par la couche de protection thermique, qui de part son épaisseur très grande (3.7mm) comparée à celle du clinquant (0.1mm) empêche la coque de s'effondrer et reprend des charges supplémentaires.

II.8.6. Bilan sur l'effet des défauts géométriques sur les coques multicouches

Les 9 premiers essais réalisés sur 3 coques viennent montrer l'influence notable du défaut géométrique. Ces grandes imperfections viennent diminuer la charge critique d'environ 50% lors du deuxième chargement mais seulement 30% lorsque la coque fragilisée est pivotée de 180 degrés, contre environ 30% et 15% pour la charge ultime. Même sollicitée deux fois jusqu'à la ruine, et largement fragilisée, la coque pivotée de 180° possède des déformations initiales non colinéaires aux modes propres et reprend donc des charges non négligeables, le joint de collage en zone comprimée n'y est pas pour rien sur la reprise de résistance de la

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

coque mais ces résultats viennent tout de même conforter GALLETLY et BLACHUT [GAL85] avec une même expérience réalisée sur coques épaisses; ils concluent que les défauts géométriques ont une faible influence sur le chargement en cisaillement. La théorie sur les défauts d'EULER est confirmée sur le fait que des défauts initiaux même importants ne sont pas les plus néfastes à la résistance de la structure tant qu'ils ne sont pas colinéaires aux modes propres.

L' essai en flexion montre que la protection thermique peut retarder l'apparition de cloques et le collapse d'une structure même initialement endommagée et sensible en terme de sollicitation en flexion. La couche de matériau léger, aux propriétés mécaniques négligeables face aux caractéristiques du matériau de la structure, a encore une fois un impact important sur le comportement au flambage.

Enfin, malgré la présence inévitable de défauts variés sur les coques fabriquées manuellement, la reproductibilité de certains essais montre que les résultats sont fiables et peuvent permettre à une analyse pertinente de l'étude au comportement au flambage des coques cylindriques multicouches.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Chapitre 5:
CONCLUSIONS ET PERSPECTIVES

Le flambage des coques minces bien qu'ayant concentré de nombreux travaux recherche et ce depuis la fin du 19ème siècle, n'est encore pas complètement contrôlé de part la fragilité de ces structures. Des résultats obtenus par de nombreux chercheurs ont permis de mieux comprendre les phénomènes et de mettre en place des règles de dimensionnement qui servent maintenant de références à la réalisation de structures.

La demande croissante du monde de l'industrie, où la recherche de solutions économiques et écologiques sont primordiales pour l'ensemble de leurs systèmes, amène à des investigations de recherches conséquentes pour une meilleure compréhension du flambage des coques minces cylindriques, et ainsi proposer des dimensionnements moins conservatifs.

Gagner en matières premières, en poids ou en résistance sont ces solutions, et la majorité des résultats de travaux de recherche des coques montrent que réduire de manière conséquente le poids de ces structures engendre un comportement au flambage beaucoup plus précoce, de part une plus grande sensibilité aux défauts. Des alternatives ont été proposées, comme le renforcement des coques avec des raidisseurs, des matériaux alvéolés ou des structures renforcées avec des matériaux composites, mais l'intérêt que peuvent avoir les coques recouvertes d'un matériau très léger et peu résistant n'a été que très rarement proposé jusqu'alors.

Cette solution technique appliquée au cas de chargements statiques, tels que le cisaillement et l'interaction flexion-cisaillement, et ce pour différents matériaux et géométries de coques minces, est la base de ce travail de recherche. Sont résumés alors dans ce chapitre de conclusion les principaux résultats, en terminant sur des perspectives de recherches qui pourraient suivre.

I. Conclusions générales

L'ensemble des 220 essais réalisés dans le cadre de cette thèse, par ailleurs tous corrélés à des simulations numériques, ont été menés pour évaluer la pertinence de l'idée, qu' un matériau de caractéristiques mécaniques très faibles comparativement au matériau de la structure, peut permettre un gain substantiel de capacité portante, selon le cas de charge envisagé.

I.1. La protection thermique et la pression interne

- Deux grandes campagnes d'essais expérimentaux ont été menées sur des coques multicouches, en aluminium et en acier, recouvertes d'un matériau isolant en polystyrène et en liège, chargées en cisaillement avec une pression interne croissante.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Les résultats montrent qu'il existe une interaction complexe avec un flambage de type flexion, selon la géométrie du problème et la pressurisation. Le comportement typique de cisaillement est initialement linéaire, jusqu'à une bifurcation où de larges cloques diagonales apparaissent sur le flanc de la coque, simultanément avec une diminution de la raideur jusqu'à l'effondrement par point limite. Le régime post-critique est de plus en plus raide avec l'augmentation de la pression interne, les cloques sont plus petites, et localisées au bas de la structure. Passé un certain seuil de pression dépendant des paramètres géométriques, la branche post-critique stable est inexistante, la bifurcation donne lieu à l'effondrement de la coque. Les cloques de cisaillement ont quasiment disparu, et l'on retrouve des cloques en pointes de diamants du côté comprimé de la structure tel un comportement au flambage de type flexion.
L'évolution des contraintes critiques augmente avec la pression, jusqu'à une valeur maximale ressentie par une asymptote (de 0.77 à 3.54 τ_{YAM} (1bar) et 0.7 à 6 τ_{YAM} (1bar) pour respectivement les coques Aluminium R/t=665, L/R=1 et les coques Acier R/t=1330, L/R=1).

Les résultats obtenus avec les coques multicouches ne viennent pas bouleverser les observations faites dans des travaux précédents, mais montrent que le matériau isolant permet d'allonger légèrement la branche post-critique stable et consolide de manière importante la structure. La résistance d'une coque non pressurisée peut être alors doublée voir triplée en fonction du matériau (80% et 300% pour respectivement les coques Aluminium-Polystyrène R/t=665, L/R=1 et Acier-Liège R/t=1330, L/R=1), cet effet ou gain de charge diminue au fur et à mesure que la pression augmente (inférieur à 30% dès 600mbar dans les deux cas). La protection thermique augmente la contrainte critique, la coque subit des charges plus importantes et le passage du comportement de cisaillement en flexion apparait pour des seuils de pression plus faible (200mbar Acier-Liège R/t=1330, L/R=1) comparativement à la coque nue (300mbar Acier R/t=1330, L/R=1).

- Les essais en flexion aboutissent aux mêmes remarques, les faibles pressions ne permettent cependant pas de voir une éventuelle modification du comportement. Pour les pressions étudiées, la protection thermique ne change pas le caractère instable de la structure avec des branches post-critiques qui restent instable.

- Des travaux antérieurs ont montré que l'amélioration de résistance des coques pressurisées est en partie due au fait que, dès les très basses pressions, l'effacement des imperfections géométriques est effectif. Nos résultats le confirment.

Des coques endommagées ont été recouvertes d'une feuille d'isolant, puis testées à nouveau dans les mêmes conditions. Que ce soit en flexion ou en cisaillement, les courbes de chargement qui découlent des essais prouvent que la protection thermique retarde l'apparition des cloques et le collapse d'une structure même initialement endommagée et fragile (0.45 σ_{CL} pour une coque cuivre, puis 0.57 σ_{CL} sur la même coque endommagée recouverte de polystyrène). La couche de matériau léger, aux propriétés mécaniques négligeables face aux caractéristiques mécaniques du matériau de la structure, a encore une fois un impact important et un effet restructurateur sur le comportement au flambage.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

I.2. La protection thermique et l'interaction flexion/cisaillement, la protection thermique et la géométrie

L'interaction flexion/cisaillement a été largement étudiée, 1800 essais numériques pour différents niveaux de pression et différentes longueurs de coques ont été lancé pendant ce travail de recherche puis analysés dans la thèse d'A.DA-SILVA [DAS10].

- L'ensemble des simulations réalisées ont confirmé la nature particulière de l'interaction entre les deux chargements : l'interaction entre les deux cas de charge est très faible : la coque réagit soit en cisaillement pur, soit en flexion pure, avec une courte transition entre les deux. C'est l'augmentation de H/R qui entraîne le passage à un mode de flexion : ceci paraît logique puisque la valeur de H/R représente le rapport entre la contrainte de flexion et la contrainte de cisaillement.

A pression constante, la comparaison de 5 essais sur coques lisses avec 5 essais sur coques multicouches montre que l'interaction est aussi très faible, mais que la protection thermique en déplace le seuil (H/R>5.2 contre 2 avec la protection). La flexion arrive beaucoup plus rapidement lorsque la coque comporte la couche de matériau mousse, le bras de levier nécessaire au passage au mode de flexion est alors moins important.

- Il en est de même en ce qui concerne la géométrie des coques, lorsque la coque est plus longue, le bras de levier généré par l'effort tranchant en cisaillement se retrouve augmenté. Lorsque la pression augmente, le mode de flexion apparait alors plus tôt pour les coques recouvertes d'une protection thermique.

Lorsque les coques subissent un chargement de cisaillement, la protection thermique apporte un gain plus important vis à vis de la contrainte théorique sur les coques longues (1.1, 1.4 et 1.7 τ_{YAM} pour coques aluminium-polystyrène respectivement L/R=0.5, 1 et 2), mais perdra vite son efficacité dès les faibles pressions.

I.3. Effet de la protection thermique sur les coques cylindriques

- Ce phénomène de passage d'un mode de flambage en cisaillement au mode de flambage en flexion se ressent aussi au niveau du matériau utilisé pour la protection thermique:

En effet les simulations numériques montrent que la transition entre les deux modes se fait ressentir à des pressions adimensionnelles différentes si les caractéristiques de la couche isolante varient. La contrainte critique croit elle aussi considérablement lorsque le module d'YOUNG de cette couche augmente, bien qu'il demeure tout à fait négligeable par rapport au matériau métallique. La caractérisation difficile des matériaux isolants, limite la certitude de ce constat mais les corrélations généralement bonnes des calculs numériques permettent d'initier cette conclusion.

- Des coques courtes en aluminium, de rapport L/R = 0.5, ont été testées avec plusieurs couches de protection thermique. L'ajout consécutif de ces couches d'isolants peu résistant améliore la capacité portante des structures (1.1 à 1.4 τ_{YAM} pour coque aluminium non pressurisée recouverte de 1 à 3 couches de polystyrène). Cet effet semble s'estomper lorsque

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

le nombre de couches devient trop important, alors que les résultats numériques annoncent le contraire. Le caractère moins sensible et moins fragile des coques courtes ne permet pas, là non plus de conclure précisément mais offre un aperçu de l'influence de l'épaisseur de la protection thermique.

- L'ensemble des analyses révèle que la protection thermique apporte un supplément de gain à la structure, mais pour se faire, le contact et l'adhérence entre les deux matériaux doit être parfait sur toute leur surface. La couche isolante qui ceinture la structure, commence à perdre son effet dès que l'on a un défaut d'adhérence situé sur les zones de contrainte maximale, et de taille suffisante, soit 15% de la longueur de la coque, ce qui correspond à 0.7% de la surface de la coque. La protection thermique n'a plus d'intérêt mécanique si les défauts concentrés de collage en zone fragile atteignent 21% de la surface totale.

II. Perspectives

La recherche qui a été menée sera certainement poursuivie par d'autres, au vue que cette solution prometteuse peut apporter aux structures minces. Plusieurs points mériteraient un effort particulier :

- La caractérisation des matériaux isolants n'est pas approfondie. Seul un essai de traction est réalisé pour obtenir un module d'YOUNG, dont la valeur reste très faible face aux propriétés des matériaux de la structure. Mais d'autres éléments comme la rigidité ou le coefficient de POISSON peuvent venir compléter et aider à mieux simuler numériquement les comportements réels. L'utilisation de la mousse réellement utilisée par le lanceur Ariane5 sur les modèles réduits donnerait une estimation plus précise des charges critiques.

- Avant d'appliquer ces résultats sur les règles de dimensionnement, il est nécessaire de compléter les campagnes incomplètes en essais, avec les différents niveaux de pression jusqu'à l'apparition de plastification et chutes de résistance. L'objectif initial de l'étude était d'étudier les comportements dans le domaine élastique, les phénomènes plastiques, qui viennent diminuer les charges de collapse, pourraient être étudiés de manière plus approfondis, expérimentalement et aussi numériquement avec les méthodes qui permettent désormais aux calculs par éléments finis de franchir la bifurcation. Les plastifications sont souvent induites au voisinage des conditions aux limites, se pencher plus précisément sur ce phénomène en présence de protection thermique peut être intéressant.

- Il a été montré que la mise en place d'une couche de protection isolante déplace l'interaction des deux modes de flexion et cisaillement, comme pour le cas d'interaction sur coques lisses, une suite serait de proposer, en fonctions de paramètres propres à l'isolant, une pression "seuil" ou une épaisseur "seuil" à partir de laquelle le cisaillement est négligeable. L'idée de considérer une coque multicouche comme une coque simple avec une fraction d'épaisseur supplémentaire dépendant des caractéristiques de la protection thermique, et ainsi utiliser les tableaux de dimensionnement existant peut être alors envisageable.

Au final, la protection thermique montre que son efficacité à la résistance de la structure peut s'avérer complémentaire à sa fonction de base qu'est l'isolation avec l'environnement

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

extérieur. Ces résultats de recherches peuvent amener par la suite à utiliser un coefficient pour la prise en compte du gain de résistance des structures cylindriques car la protection thermique ne peut pour le moment pas être prise directement en compte dans le dimensionnement de la fusée Ariane5. Les recherches futures permettrons de mieux évaluer ce gain, en fonction des nombreux paramètres présentés dans ce travail et devraient être intégrés directement dans les réglementations.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES

[NAS68] Anonymous, *Buckling of Thin-Walled Circular Cylinders*.
NASA SP8007, 1968, 47p.

[EUR06] Anonymous, *Eurocode 3: Design of Steel Structures, Part 1-6: Strength and Stability of Shell Structures.*
Brussels : CEN European Committee for Standardisation, 2006.

[AMA72] Amazigo, J.C., Budiansky, B., *Asymptotic Formulas for Buckling Stresses of Axially Compressed Cylinders with Localized or Random Axisymetric Imperfections.*
Journal of Applied Mechanics, 1972, Vol. 39, pp.179-184.

[ALM66] Almroth, B.O., *Influence of Edge Conditions on the Stability of Axially Compressed Cylindrical Shells*.
AIAA Journal, 1966, Vol.4, pp.134-140.

[ANT00] Antoine, P.O., *Comportement des coques cylindriques minces sous chargements combinés.*
Thèse de Doctorat, Lyon : INSA de Lyon, 2000, 171p.

[ARB69] Arbocz, J., Babcock, C.D., *The Effect of General Imperfections on the Buckling of Cylindrical Shells.*
Journal of Applied Mechanics, 1969, Vol.36, pp.28-38.

[ARB91] Arbocz J., Hol J.M.A.M., *Collapse of axially compressed cylindrical shells with random imperfections,*
AIAA Journal, 1991, Vol.29, pp.2247-2256.

[ARB95] Arbocz, J., Hol, J.M.A.M., *Collapse of Axially Compressed Shells with Random Imperfections.*
Thin-Walled Structures, 1995, Vol.23, pp.131-158.

[ARB04] Arbocz, J., Stam, A.R., *A Probability Approach to Design Shell Structures. In Buckling of Thin Metal Shells,*
Teng, J.G., Rotter, J.M., London : Spoon Press, 2004, pp.455-489.

[BAK68] Baker, E. H., Cappelli, A. P., Kovalevsky, L., Rish, F. L., Verette, R. M., *Shell Analysis Manual.*
NASA CR 912, Washington: National Aeronautics and Space Administration, 1968, 804p.

[BLA10] Blachut, J., *Buckling of Axially Compressed Cylinders With Imperfect Length*.
Computers and Structures, 2010, Vol.88, pp.365-374.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

[BRA27] Brazier, L. G., *On the Flexure of Thin Cylindrical Shells and Other "Thin" Sections.*
Proceedings of the Royal Society, London, 1927, Series A, Vol.116, pp.104-114.

[BRU45] Bruhn E.F., *Test on thin-walled celluloid cylinders to determine the interactive curves under combined bending, torsion, and compression or tension loads,*
NACA TN 951, Washington: National Advisory Committee for Aeronautics, 1945.

[BRU73] Bruhn, E.F., *Analysis and Design of Flight Vehicle Structures*.
Jacobs Publishing Inc., 1973.

[CAR99] E. Carrera, *Multilayered Shell Theories Accounting for Layerwise Mixed Description, Part 2: Numerical Evaluations,*
AIAAJournal, Vol. 37, No. 9, 1999, pp. 1117–1124)

[CAR02] E. Carrera, *Theories and Finite Elements for Multilayered, Anisotropic, composite Plates and Shells,*
Archives of Computational Methods in Engineering, Vol. 9, 2, 87-140, 2002, 54p

[CLE01] Clerc, P., *Mesure de champs de déplacements et de deformations par stéréovision et correlation d'images numériques.*
Thèse de Doctorat, Lyon : INSA de Lyon, 2001, 300p.

[CRA46] Crate, H., Batdorf, S.B., Baab, G.W., *The Effect of Internal Pressure on the Buckling Stress of Thin-Walled Circular Cylinders under Torsion.*
NACA WR L67, Washington : National Advisory Committee for Aeronautics, 1946, 25p.

[CRI81] Crisfield, M.A., *A Fast Incremental/Iterative Solution Procedure That Handles "Snap-through"*.
Computers and Structures, 1981, Vol.13, pp.55-62.

[DAS10] DA.SILVA, A., *Flambage de coques cylindriques minces sous chargements combinés pression interne, compression, flexion et cisaillement*.
Thèse de Doctorat, Lyon : INSA de Lyon, 2010, 343p.

[DON33] Donnell, L.H., *Stability of Thin-Walled Tubes under Torsion.*
NACA Report N°479, Washington: National Advisory Committee for Aeronautics, 1933, 24p.

[DON34] Donnell, L.H., *A New Theory for the Buckling of Thin Cylinders under Axial Compression and Bending.*
Transactions of the ASME, 1934, Vol.56, pp.795-806.

[DOW60] Dow, M.B., Peterson, J.P., *Bending and compression tests of pressurized ring-stiffened cylinders.*
NASA TN D-360, Washington: National Aeronautics and Space Administration, 1960, 27p.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

[DRA05] Draïdi, Z., *Renforcement et Réparation des Coques Métalliques par Matériaux Composites (TFC) : Etude du Comportement au Flambage – Approche expérimentale et numérique.*
Thèse de Doctorat, Lyon : INSA de Lyon, 2005, 162p.

[ESS75] Esslinger M., Geier B., *Post-buckling behavior of structures,*
New York : CISM Springer Verlag, 1975.

[FLU32] Flugge, W., *Die Stabilität der Kreiszylinderschalen.*
Ingenieur-Archiv, 1932, Vol.3, pp.463-506.

[GAL85] GALLETLY G.D., BLACHUT J. *Plastic buckling of short vertical cylindrical shells subjected to horizontal edge shear loads.*
Journal of Pressure Vessel Technology, 1985, Vol. 107, p. 101-106

[GER56] Gerard, G., *Compressive and Torsional Buckling of Thin-Wall Cylinders in Yield Region.*
NACA TN 3726, Washington: National Advisory Committee for Aeronautics, 1956, 40p.

[GRO99] Gros, D., *Flambage des Coques Cylindriques sous Pression Interne et Flexion.*
Thèse de Doctorat, Lyon : INSA de Lyon, 1999, 170 p.

[HAR57] Harris, L.A., Suer, H.S., Skene, W.T., Benjamin, R.J., *The Stability of Thin-Walled Unstiffened Circular Cylinders Under Axial Compression Including the Effects of Internal Pressure.*
Journal of the Aeronautical Sciences, 1957, Vol.4, pp.587-596.

[HIL58] Hill, R., *A general theory of uniqueness and stability in elastic-plastic solids.*
Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 1958, Vol.6, pp.236-249.

[HOF65] Hoff N.J., *Low Buckling Stresses of Axially Compressed Circular Shells of Finite Length,*
ASME Journal, September 1965, Vol.32, pp.533-541.

[HUT65] Hutchinson, J.W., *Axial Buckling of Pressurized Imperfect Cylindrical Shells.*
AIAA journal, 1965, Vol.3, pp.1461-1466.

[HUT74] Hutchinson, J.W., *Plastic buckling.*
Advances in applied mechanics, 1974, Vol.14, pp.67-144.

[JAM99] Jamal, M., Midani, M., Damil, N., Potier-Ferry, M., *Influence of localized imperfections on the buckling of long cylindrical shells under axial compression.*
International Journal of Solids and Structures, 1999, Vol.36, pp.441-464.

[JAM03] Jamal, M., Lahlou, L., Midani, M., Zahrouni, H., Limam, A., Damil, N., Potier-Ferry, M., *A semi-analytical buckling analysis of imperfect cylindrical shells under axial compression.*
International Journal of Solids and Structures, 2003, Vol.40, pp.1311-1327.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

[JU92.I] Ju, G.T., Kyriakides, S., *Bifurcation and localization instabilities in cylindrical shells under bending – I. Experiments.*
International Journal of Solids and Structures, 1992, Vol. 29, pp.1117-1142.

[JU92.II] Ju, G.T., Kyriakides, S., *Bifurcation and localization instabilities in cylindrical shells under bending – II. Predictions.*
International Journal of Solids and Structures, 1992, Vol. 29, pp.1143-1171.

[KAW87] Kawamoto, Y., Yuhara, T., Tashimo, M., Sakurai, A., Nakamura, H., *Plastic Buckling of Short Cylinders under Transverse Shearing Loads.*
Transaction of the 9th International Conference on SMiRT, Amsterdam, Netherlands, 1987, Vol.E, pp.225-230.

[KHA04] Khamlichi A., Bezzazi M. and Limam A., *Buckling of elastic cylindrical shells considering the effect of localized axisymmetric imperfections.*
Thin-Walled Structures, July 2004, Vol.42, N°7, pp.1035-1047.

[KOI43] Koiter W. T., *Elastic stability and post-buckling behaviour.*
In Ed. by R.E. Langer, Proc Symp. non linear problems. Wisconsin: University of Wisconsin Press, 1963, pp257-275.

[KOI70] Koiter, W.T., Hutchinson, J.W., *Postbuckling Theory,*
Applied Mechanics Reviews, 1970, Vol.23, pp.1353-1366.

[KOI67] Koiter, W.T., *On the Stability of Elastic Equilibrium.*
Ph.D. Thesis, 1945, TH-Delft, Netherlands, H.J. Paris, Amsterdam (In Dutch). (English translation : NASA TT F-10, 1967, 322p).

[KOK93] Kokubo K., Nagashima H., Takayanagi M., Mochizuki A., *Analysis of shear buckling of cylindrical shells.*
JSME International Journal Series A, 1995, Vol. 153, p. 305-317

[LIM87] Limam, A., Combescure, A., *Flambage de coques minces cylindriques lisses en cisaillement: Viroles Galletly-Blachut.*
Rapport CEA DEMT 87/416, 1987, 41p.

[LIM91] Limam, A., *Flambage de coques cylindriques sous combinaison de chargements: pression interne et compression axiale.*
Thèse de Doctorat, Lyon : INSA de Lyon, 1991, 211 p.

[LIM04] Limam A., *Coques cylindriques sous chargement combiné de pression interne et de flexion - Etude numérique de coques pressurisées sous flexion,*
Rapport interne, Lyon :INSA-URGC, 2004.

[LO51] Lo, H., Crate, H., Schwartz, E.B., *Buckling of Thin-Walled Cylinder Under Axial Compression and Internal Pressure.*
NACA Report 1027, Washington : National Advisory Committee for Aeronautics, 1951, pp.647-655.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

[LOR08] Lorenz, Z., *Achsensymmetrische Verzerrungen in dunwandigen Hohlzylinder.* Zeitschrift des Vereines Deutscher Ingenieure, 1908, Vol. 52, pp.1766-1793.

[LU65] Lu, S.Y., *Buckling of Cantilever Cylindrical Shell with a Transverse End Load.* AIAA Journal, 1965, Vol.3, pp.2350-2351.

[LUN32] Lundquist, E.E., *Strength Tests of Thin-Walled Duralumin Cylinders in Torsion.* NACA TR 427, Washington : National Advisory Committee for Aeronautics, 1932, 20 p.

[LUN33] Lundquist, E.E., *Strength Tests of Thin-Walled Duralumin Cylinders in Pure Bending.* NACA TR 479, Washington : National Advisory Committee for Aeronautics, 1933, 18 p.

[LUN35] Lundquist, E.E., *Strength Tests of Thin-Walled Duralumin Cylinders in Combined transverse shear and bending.* NACA TR 523, Washington : National Advisory Committee for Aeronautics, 1935.27p

[MATs95] Matsuura S. et al., *Shear-Bending Buckling Strength of FBR Main Vessels,* Transaction of 13 th SMIRT, Porto Alegre, Brazil,August 13-18, 1995, Vol. E, pp. 457-462.

[MATh04] Mathon, C., *Flambage Sous Flexion et Pression Interne de Coques Cylindriques Minces.* Thèse de Doctorat, Lyon : INSA de Lyon, 2004, 265p.

[MIC97] Michel, G., *Flambage des Coques Cylindriques sous chargement de cisaillement dynamique.* Thèse de Doctorat, Lyon : INSA de Lyon, 1997, 185p.

[MOS30] Mossman, R.W., Robinson, R.G., *Bending tests on metal monocoque fuselage construction.* NACA TN 357, Washington : National Advisory Committee for Aeronautics, 1930, 30p.

[MUR93] Murakami T., Yoguchi, H., Hirayama, H., Nakamura, H., Matsuura, S., *The Effects of Geometrical Imperfection on Buckling Strength of Cylindrical Shells in Bending.* Transaction of the 12 th International Conference on SMiRT, Stuttgart, Germany, 1993, Vol.E, pp.257-268.

[OBR07] H. Obrecht, *Influence of wall constructions on the load-carrying capability of light-weight structures,* International Journal of Solids and Structures 45, 2008, 23p

[PET58] Peterson J.P., Updegraff R.G., *Test of Ring-Stiffened Circular Cylinders Subjected to a Transverse Shear Load,*

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

NACA TN 4403, Washington : National Advisory Committee for Aeronautics, Sept. 1958, 12 p.

[PIR01] Pircher M., Berry P.A., Ding X., Bridge R.Q., *The shape of circumferential weld-induced imperfections in thin-walled steel silos and tanks",* Thin-Walled Structures, 2001, Vol.39, pp.999-1014.

[POW81] Powell G. and Simons J., *Improved Iteration Strategy for Nonlinear Structures.* International Journal of Numerical Methods in Engineering, 1981, Vol. 17, pp.1455–1467.

[RAM80] Ramm, E., *Strategies for Tracing Nonlinear Response Near Limit Points. Non-linear Finite Element Analysis* Structural Mechanics: Proceedings of the Europe–US Workshop, 1980, Springer, Berlin, pp. 63–89.

[RHO31] Rhode, R.V., Lundquist, E.E., *Strength Tests on Paper Cylinders in Compression, Bending and Shear.* NACA TN 370, Washington : National Advisory Committee for Aeronautics, 1931, 30 p.

[RIK79] Riks, E., *An incremental approach to the solution of snapping and buckling problems.* International Journal of Solids and Structures, 1979, Vol.15, pp.524-551.

[ROT89] Rotter J.M., Teng J.G., *Elastic Stability of Cylindrical Shells with Weld Depressions* Journal of Structural Engineering, American Society of Civil Engineers, May 1989, Vol.115, pp.1244-1263.

[ROT04] Rotter, J.M., *Cylindrical Shells under Axial Compression. In : Buckling of Thin Metal Shells,* Teng, J.G., Rotter, J.M., London : Spoon Press, 2004, pp.455-489.

[ROT06] Rotter, J.M., *Elephant's Foot Buckling in Pressurized Cylindrical Shells.* Stahlbau, 2006, Vol.75, pp.742-747.

[SAN63] Sanders, J.L., *Nonlinear Theories for Thin Shells. Quarterly Journal of Applied Mathematics,* England, 1963, Vol.20, n°1, pp.20-36.

[SCHa97] Schauder, B., *Coque Cylindrique Isotrope sous Flexion et Pression Interne.* Thèse de Doctorat, Lyon : INSA de Lyon, 1997, 169 p.

[SCHn59] Schnell, W., *Zur Stabilität dünnwandiger längsgedrückter Kreiszylinderschalen bei zusätzlichem Innendruck.* Proceedings of the IUTAM Symposium on the Theory of Thin Elastic Shells, 1959, Delft, Netherlands, pp.167-188.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

[SCHr72] Schröder, P., *Uber die Stabilität der Querkraft Belasteten Dünnwandigen Kreiszylinderschale.*
ZAMM, 1972, Vol.52, pp.145-148.

[SEI60] Seide, P., Weingarten, V.I., Morgan, E.J., *Final Report on the Development of Design Criteria for Elastic Stability of Thin Shell Structures.*
Space technology Laboratories, STL/TR 60-0000-19425, 1960, 196 p.

[SEI61] Seide, P., Weingarten, V.I., *On the Buckling of Circular Cylindrical Shells Under Pure Bending.*
Journal of Applied Mechanics, 1961, Vol.28, pp.112-116.

[SHA47] Shanley, F.R., *Inelastic column Theory.*
Journal of the Aeronautical Sciences, 1947, Vol.14, pp.261-267.

[SIN98] Singer J., Arbocz. J., Weller T., *Buckling Experiments.*
New York : J. Wiley & Sons, 1998.

[SOU14] Southwell, R.V., *On the general theory of elastic stability. Philosophical transactions of the Royal Society,*
London, 1914, Series A, n°213, pp.187-202.

[SUE58] Suer H.S., Harris L.A., Skene W.T., Benjamin R.J., *The Bending Stability of Thin-Walled Unstiffened Circular Cylinders Including the Effects of Internal Pressure*
Journal of the Aeronautical Sciences, May 1958, Vol.25, N°5, pp.281-287.

[TEN92] Teng J.-G., Rotter J.M., *Buckling of pressurised axisymmetrically imperfect cylinders under axial loads*
Journal of Engineering Mechanics, 1992, Vol.118, pp.229-247.

[TIM10] Timoshenko, S.P., *Einige stabiats Probleme der Elastizitatstheorie. Zeitschrift für Angewandte*
Mathematik und Physik, 1910, Vol. 58, pp.337-357.

[TIM63] Timoshenko, S.P., Gere, J.M., *Theory of Elastic Stability.*
Auckland : McGraw-Hill, 1963, 541 p.

[WAEc84] Waeckel, N., *Imperfections Géométriques Initiales et Instabilités de Structures Minces.*
Thèse de Doctorat, Lyon : INSA de Lyon, 1984, 306 p.

[WAEi88] Waeil, F.A., *Flambage plastique des coques cylindriques sous compression axiale : influence des imperfections géométriques et des imperfections de conditions aux limites.*
Thèse de doctorat, Lyon : INSA de Lyon, 1988, 255p.

[WEI65] Weingarten V.I., Morgan E.J., Seide P., *Elastic Stability of Thin-Walled Cylindrical and Conical Shells under Combined Internal Pressure and Axial*

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Compression,
AIAA Journal, , June 1965, Vol.3, pp.1118-1125.

[WIL33] Wilson, W.M., Newmark, N.M., *The strength of thin cylindrical shells as columns.*
Bulletin n°255, Engineering Experimental Station, University of Illinois, 1933, 50p.

[YAM84] Yamaki, N., *Elastic Stability of Circular Cylindrical Shells.*
Amsterdam : North-Holland, 1984, 558 p.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

LISTE DES FIGURES

Figure 1.1. a) Ecorché du lanceur Ariane5 b) Photo du réservoir cryogénique 10
Figure 1.2. a) panneau courbe b) virole c-d) réservoir cryogénique 11
Figure 1.3. Géométrie et chargements sur coque multicouche. 12
Figure 2.1. Types d'instabilités: a) bifurcation b) point limite 17
Figure 2.2. Phénomène de bifurcation 19
Figure 2.3. Branches d'équilibre de la barre 19
Figure 2.4. Types d'équilibre 20
Figure 2.5. Solutions stables de l'équilibre 21
Figure 2.6. Coque cylindrique mince. 22
Figure 2.7. Branches d'équilibres de structures parfaites. 27
Figure 2.8. Effet de défauts sur les branches d'équilibre. 28
Figure 2.9. Influence des imperfections géométriques sur le comportement post-critique. 29
Figure 2.10. Influence d'une imperfection axisymétrique (KOITER 1967) 30
Figure 2.11. Relevé de géométrie après correction (MATHON 2004) 31
Figure 2.12. Effet d'un défaut géométrique sur la charge critique en cisaillement (MATSUURA 1995) 32
Figure 2.13. Facteur de correction pour la charge critique en fonction de l'amplitude (MATSUURA 1995). 33
Figure 2.14. Défaut axisymétrique localisé - synthèse des différentes propositions. 33
2.15. Etat de contrainte due à la mise en pression hydrostatique interne. 35
Figure 2.16. Contraintes expérimentales de flambage sous flexion et pression interne (SUER et HARRIS 1958) 36
Figure 2.17. Contraintes critiques expérimentales sous flexion et pression interne (DOW et PETERSON 1960) 36
Figure 2.18. Modification de la structure avec la pression interne - Courbes expérimentales Flexion-Pression (WEINGARTEN 1965) 37
Figure 2.19. Effacement des défauts avec la pression interne (MATHON 2004) 38
Figure 2.20. Effet de la pression sur le comportement post-critique de coques en cisaillement : a) Z=100, b) Z=500, c) Z=2000 (YAMAKI 1984) 38
Figure 2.21. Augmentation de la charge critique en cisaillement avec la pression in- 39
Figure 2.22. Effacement du "Snap-Through" avec la pression - Essais de flexion (GROS 1999) 39
Figure 2.23. Différentes configurations de flambage par calcul linéaire élastique à pression nulle (GROS 1999) 40
Figure 2.24. Différentes configurations géométriques, P=400mbar (GROS 1999) 41
Figure 2.25. Effort transverse - Contrainte en cisaillement 42
Figure 2.26. Mode de flambage et répartition des contraintes a) cisaillement b) torsion. 42
Figure 2.27. Contraintes critiques de cisaillement: a) comparaison entre le cisaillement par torsion et par effort tranchant, b) influence du R/t pour le cisaillement par effort tranchant (YAMAKI 1984) 43
Figure 2.28. Courbes charge-déplacement pour des coques de longueur différente : 44
Figure 2.29. Répartition des contraintes en flexion - Modèle de type poutre. 45
Figure 2.30. Charge critique d'une coque en flexion pure - variation de R/t (SEIDE et WEINGARTEN 1961) 46
Figure 2.31. Types de comportements d'une coque en flexion. 47
Figure 2.32. Etat de contrainte en interaction flexion/cisaillement 48
Figure 2.33. Diagramme de classification du type de flambage (MATSUURA 1995) 50
Figure 2.34. Propositions interaction flexion/cisaillement (ANTOINE 2000) 51
Figure 2.35. Interaction flexion/cisaillement, évolution des modes critiques en fonction du bras de levier (ANTOINE 2000) 51
Figure 2.36. Interaction flexion/cisaillement, évolution des modes critiques en fonction du bras de levier, P = 25 mbar (ANTOINE 2000) 52
Figure 2.37. Enveloppe de pression - Interaction PT/PM (DA-SILVA 2010) 52
Figure 2.38. Evolution de l'interaction flexion/cisaillement avec la pression: L/R = 2, R/t = 250 (DA-SILVA 2010) 53
Figure 2.39. Modèle de SHANLEY à deux degrés de liberté 54
Figure 2.40. Effet de l'enchaînement des essais (MATHON 2004) 56
Figure 2.41. a) Photographie du banc d'essais exposant une coque flambée. b) évolution de la charge transverse en fonction du déplacement (GALLETLY et BLACHUT, 1985) 56
Figure 2.42. Définition des différentes lois matériaux 58
Figure 2.43. Influence du matériau sur le chargement a) P*=0.8 b) P*=1 58
Figure 2.44. Ensemble de résultats d'essais sous flexion transverse (MATHON 2004) 60
Figure 2.45. Coques de longueurs non uniformes sous compression axiale (BLACHUT, 2010) 60
Figure 2.46. Résultats expérimentaux sous compression axiale utilisés pour la NASA SP8007 (SEIDE et al. 1960) 64
Figure 2.47. Augmentation de la charge critique sous compression axiale avec la pression interne, résultats expérimentaux et NASA SP8007 66
Figure 2.48. Résultats expérimentaux sous flexion utilisés pour la NASA SP8007 (SEIDE et al. 1960) 67
Figure 2.49. Influence de l'effet membrane et comparaison aux résultats de SEIDE et al. (DA-SILVA 2010) 68
Figure 2.50. Comparaison entre les résultats expérimentaux sous torsion et le facteur recommandé par la SP8007 69
Figure 2.51. Facteur de réduction sous cisaillement (BAKER 1968) 73
Figure 2.52. Augmentation de la contrainte critique avec la pression interne (BAKER 1968) 74
Figure 2.53. Facteur de réduction sous cisaillement (BRUHN 1973) 75
Figure 3-1. Etapes de fabrication des coques roulées-collées. 80

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Figure 3-2. Schéma: géométrie des coques et sollicitations. 81
Figure 3-3. Eprouvettes de traction. a) Schéma b) Eprouvettes Aluminium référencées E 83
Figure 3-4. Presse électromécanique pour essais de traction 84
Figure 3-5. Essai de traction type (Eprouvette Aluminium 0.2 E1) 84
Figure 3-6. a) Banc de mesure de géométrie b) Erreur de mesure systématique du dispositif 86
Figure 3-7. Influence de la raideur du banc d'essai en fonction du pilotage. 87
Figure 3-8. Instrumentation a)schéma de principe b) montage réel 87
Figure 3-9. Matériel d'exploitation 88
Figure 3-10. Chargement cisaillement avec réservoir a)schéma de principe b) montage réel 89
Figure 3-11. Chargement cisaillement avec vérin a)schéma de principe b) montage réel 89
Figure 3-12. Chargement flexion avec vérin a)schéma de principe b) montage réel 90
Figure 3-13. Chargement flexion avec réservoir a)schéma de principe b) montage réel 91
Figure 3-14. a) Vision binoculaire b) Mouchetis sur coque c) Visualisation 92
Figure 3-15. Méthode de pilotage par longueur d'arc 96
Figure 3-16. Modèle numérique - a) configuration calculs PT b) configuration calculs PM 97
Figure 3-17. a) Maillage de coque b) Conditions aux limites sur surface interne 98
Figure 3-18. a) Maillage multicouche composite b) Maillage 3DSolid 98
Figure 3-19. Composite/3DSolid - Contraintes critiques, PT, Aluminium-Polystyrène, R/t=665, L/R=1 99
Figure 4-1. Courbes de chargement en cisaillement, PT, coque lisse, (R/t=665, L/R=1, H/R=1.54) 102
Figure 4-2. Courbes de chargement en flexion, PM, coque lisse, (R/t=665, L/R=2, H/R=13.54) 102
Figure 4-3. Position des capteurs de déplacement 103
Figure 4-4. Evolution type d'un chargement PM, coque lisse, (R/t = 665, L/R = 2, H/R = 13.54). 103
Figure 4-5. a) Mode critique, PM, CL208 b) Mode critique LBA, PM 104
Figure 4-6. Evolution type d'un chargement PT, coque lisse, , (R/t=665, L/R=1, H/R=1.54). 104
Figure 4-7. a) Apparition cloque bifurcation b) Mode critique, PT, CL171 c) Mode critique LBA, PT 105
Figure 4-8. Types de comportements de flambage d'une coque 105
Figure 4-9. Identification de la charge de ruine 106
Figure 4-10. Caractérisation des matériaux - Essai de traction type (Eprouvette Aluminium 0.2 E1) 108
Figure 4-11. Caractérisation des matériaux - Essai de traction type (Eprouvette Liège 3.6mm A2) 109
Figure 4-12. Caractérisation des matériaux - Essai de traction type (Eprouvette Polystyrène 3.7mm A4) 109
Figure 4-13. Lois matériaux - Essai de traction type (Eprouvette Acier 0.1 C) 111
Figure 4-14. a) Défaut initial. Cuivre t = 0.1mm b) Défaut local de fabrication. Aluminium t = 0.2mm 112
Figure 4-15. Imperfection géométrique - Géométrie d'une coque en cuivre (R/t=1330, L/R=2) (CL57) 113
Figure 4-16. Imperfection géométrique - Mesure de la géométrie sur une parallèle 113
Figure 4-17. Imperfection géométrique - Mesure de la géométrie sur une génératrice 114
Figure 4-18. Amplitude de l'imperfection - Calage numérique GMNIA sur essai expérimental PT, Acier, P = 0mbar. 115
Figure 4-19. Effet de la protection thermique - Courbes expérimentales, PT. 117
Figure 4-20. Effet de la protection thermique - Modes critiques expérimentaux fibre neutre (1ère ligne), fibre comprimée (2ème ligne) et modes critiques LBA (3ème ligne), PT, coques lisses. 119
Figure 4-21. Effet de la protection thermique - Modes critiques expérimentaux fibre neutre (1ère ligne), fibre comprimée (2ème ligne) et modes critiques LBA (3ème ligne), PT, coques multicouches. 119
Figure 4-22. Effet de la protection thermique - Gain de protection thermique, PT. 120
Figure 4-23. Effet de la protection thermique - Courbes expérimentales, PM, L/R=2. 121
Figure 4-24. Effet de la protection thermique - Modes critiques expérimentaux fibre neutre (1ère ligne), fibre comprimée (2ème ligne) et modes critiques LBA (3ème ligne), PM, coques lisses et multicouches. 122
Figure 4-25. Effet de la protection thermique - Gain de protection thermique, PM. 123
Figure 4-26. Effet de la protection thermique - Courbes expérimentales, PT. 124
Figure 4-27. Effet de la pression - Courbes expérimentales, PT, Aluminium-Polystyrène, R/t=665, L/R=1. 126
Figure 4-28. Effet de la pression - Courbes numériques, PT, Aluminium-Polystyrène, R/t=665, L/R=1 127
Figure 4-29. Effet de la pression - Courbes expérimentales et numériques, PT, Aluminium-Polystyrène, R/t=665, L/R=1. . 128
Figure 4-30. Effet de la pression - Modes critiques expérimentaux, PT, Aluminium, L/R = 1, R/t = 665, H/R = 1.54 (fibre neutre) 129
Figure 4-31. Effet de la pression - Modes critiques expérimentaux, PT, Aluminium, L/R = 1, R/t = 665, H/R = 1.54 (fibre comprimée) 129
Figure 4-32. Effet de la pression - Modes critiques LBA, PT, Aluminium, L/R = 1, R/t = 665, H/R = 1.54 130
Figure 4-33. Effet de la pression - Déformées GMNIA, PT, Aluminium, L/R = 1, R/t = 665, H/R = 1.54 130
Figure 4-34. Effet de la pression - Modes critiques expérimentaux, PT, Aluminium-Polystyrène, L/R = 1, R/t = 665, H/R = 1.54 (fibre neutre) 131
Figure 4-35. Effet de la pression - Modes critiques expérimentaux, PT, Aluminium-Polystyrène, L/R = 1, R/t = 665, H/R = 1.54 (fibre comprimée) 131
Figure 4-36. Effet de la pression - Modes critiques LBA, PT, Aluminium-Polystyrène, L/R = 1, R/t = 665, H/R = 1.54 132
Figure 4-37. Effet de la pression - Déformées GMNIA, PT, Aluminium-Polystyrène, L/R = 1, R/t = 665, H/R = 1.54 132
Figure 4-38. Effet de la pression - Contraintes critiques, PT, Aluminium-Polystyrène, R/t=665, L/R=1. 133
Figure 4-39. Effet de la pression - Gain en pression, PT, Aluminium, R/t=665, L/R=1 134
Figure 4-40. Effet de la pression - Gain en pression, PT, Aluminium-Polystyrène, R/t=665, L/R=1. 135
Figure 4-41. Effet de la pression - Gain de protection thermique, PT, Aluminium-Polystyrène, R/t=665, L/R=1. 136
Figure 4-42. Règles - Contraintes critiques, PT, Aluminium-Polystyrène, R/t=665, L/R=1. 137

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Figure 4-43. Effet de la pression - PT, Acier-Liège, R/t=1330, L/R=1 (P=0 à 150mbar) 138
Figure 4-44. Effet de la pression - PT, Acier-Liège, R/t=1330, L/R=1(P=200 à 1000mbar)..... 139
Figure 4-45. Effet de la pression - Courbes expérimentales, PT, Acier-Liège, R/t=1330, L/R=1. 140
Figure 4-46. Effet de la pression - Modes critiques expérimentaux, PT, Acier, L/R = 1, R/t = 1330, H/R = 1.54 (fibre neutre) 141
Figure 4-47. Effet de la pression - Modes critiques expérimentaux, PT, Acier, L/R = 1, R/t = 1330, H/R = 1.54 (fibre comprimée) 141
Figure 4-48. Effet de la pression - Modes critiques LBA, PT, Acier, L/R = 1, R/t = 1330, H/R = 1.54..... 142
Figure 4-49. Effet de la pression - Déformées GMNIA, PT, Acier, L/R = 1, R/t = 1330, H/R = 1.54 142
Figure 4-50. Effet de la pression - Modes critiques expérimentaux, PT, Acier-Liège, L/R = 1, R/t = 1330, H/R = 1.54 (fibre neutre) 143
Figure 4-51. Effet de la pression - Modes critiques expérimentaux, PT, Acier-Liège, L/R = 1, R/t = 1330, H/R = 1.54 (fibre comprimée) 143
Figure 4-52. Effet de la pression - Modes critiques LBA, PT, Acier-Liège, L/R = 1, R/t = 1330, H/R = 1.54 144
Figure 4-53. Effet de la pression - Déformées GMNIA, PT, Acier-Liège, L/R = 1, R/t = 1330, H/R = 1.54..... 144
Figure 4-54. Effet de la pression - Contraintes critiques, PT, Acier-Liège, R/t=1330, L/R=1. 145
Figure 4-55. Effet de la pression - Gain en pression, PT, Acier, R/t=1330, L/R=1. 146
Figure 4-56. Effet de la pression - Gain en pression, PT, Acier-Liège, R/t=1330, L/R=1. 147
Figure 4-57. Effet de la pression - Gain de protection thermique, PT, Acier-Liège, R/t=1330, L/R=1. 148
Figure 4-58. Règles - Contraintes critiques, PT, Acier-Liège, R/t=1330, L/R=1. 149
Figure 4-59. Effet de la pression - Courbes expérimentales, PT, Cuivre-Polystyrène, R/t=1330, L/R=2..... 150
Figure 4-60. Effet de la pression - Modes critiques expérimentaux, PT, Cuivre, L/R = 2, R/t = 1330, H/R = 2.56 (fibre neutre) 150
Figure 4-61. Effet de la pression - Modes critiques expérimentaux, PT, Cuivre, L/R = 2, R/t = 1330, H/R = 2.56 (fibre comprimée) 151
Figure 4-62. Effet de la pression - Modes critiques LBA, PT, Cuivre, L/R = 2, R/t = 1330, H/R = 2.56..... 151
Figure 4-63. Effet de la pression - Modes critiques expérimentaux, PT, Cuivre-Polystyrène, L/R = 2, R/t = 1330, H/R = 2.56 (fibre neutre)..... 151
Figure 4-64. Effet de la pression - Modes critiques expérimentaux, PT, Cuivre-Polystyrène, L/R = 2, R/t = 1330, H/R = 2.56 (fibre comprimée)..... 152
Figure 4-65. Effet de la pression - Modes critiques LBA, PT, Cuivre-Polystyrène, L/R = 2, R/t = 1330, H/R = 2.56..... 152
Figure 4-66. Effet de la pression - Contraintes critiques, PT, Cuivre-Polystyrène, L/R = 2, R/t = 1330, H/R = 2.56. 153
Figure 4-67. Effet de la pression - Gain en pression, PT, Cuivre-Polystyrène, L/R = 2, R/t = 1330, H/R = 2.56. 154
Figure 4-68. Effet de la pression - Gain du à la protection thermique, PT, Cuivre-Polystyrène, L/R = 2, R/t = 1330, H/R = 2.56..... 154
Figure 4-69. Règles - Contraintes critiques, PT, Cuivre-Polystyrène, L/R = 2, R/t = 1330, H/R = 2.56. 155
Figure 4-70. Effet de la pression - Courbes expérimentales, PM, Aluminium-Polystyrène, R/t=665, L/R=2. 156
Figure 4-71. Effet de la pression - Modes critiques expérimentaux, PM, Aluminium, L/R = 2, R/t = 665, H/R = 13.54 (fibre neutre) 157
Figure 4-72. Effet de la pression - Modes critiques expérimentaux, PM, Aluminium, L/R = 2, R/t = 665, H/R = 13.54 (fibre comprimée) 157
Figure 4-73. Effet de la pression - Modes critiques LBA, PM, Aluminium, L/R = 2, R/t = 665, H/R = 13.54 158
Figure 4-74. Effet de la pression - Modes critiques expérimentaux, PM, Aluminium-Polystyrène, L/R = 2, R/t = 665, H/R = 13.54 (fibre neutre)..... 158
Figure 4-75. Effet de la pression - Modes critiques expérimentaux, PM, Aluminium-Polystyrène, L/R = 2, R/t = 665, H/R = 13.54 (fibre comprimée)..... 158
Figure 4-76. Effet de la pression - Modes critiques LBA, PM, Aluminium-Polystyrène, L/R = 2, R/t = 665, H/R = 13.54 .. 159
Figure 4-77. Effet de la pression - Contraintes critiques, PM, Aluminium-Polystyrène, L/R = 2, R/t = 665, H/R = 13.54.... 159
Figure 4-78. Effet de la pression - Gain en pression, PM, Aluminium-Polystyrène, L/R = 2, R/t = 665, H/R = 13.54. 160
Figure 4-79 Effet de la pression - Gain du à la protection thermique, PM, Aluminium-Polystyrène, L/R = 2, R/t = 665, H/R = 13.54..... 160
Figure 4-80. Règles - Contraintes critiques, PM, Aluminium-Polystyrène, L/R = 2, R/t = 665, H/R = 13.54. 161
Figure 4-81. Effet de la pression - Courbes expérimentales, PM, Cuivre-Polystyrène, R/t=1330, L/R=2..... 162
Figure 4-82. Effet de la pression - Modes critiques expérimentaux, PM, Cuivre, L/R = 2, R/t = 1330, H/R = 13.54 (fibre neutre) 163
Figure 4-83. Effet de la pression - Modes critiques expérimentaux, PM, Cuivre, L/R = 2, R/t = 1330, H/R = 13.54 (fibre comprimée) 163
Figure 4-84. Effet de la pression - Modes critiques LBA, PM, Cuivre, L/R = 2, R/t = 1330, H/R = 13.54..... 163
Figure 4-85. Effet de la pression - Modes critiques expérimentaux, PM, Cuivre-Polystyrène, L/R = 2, R/t = 1330, H/R = 13.54 (fibre neutre)..... 164
Figure 4-86. Effet de la pression - Modes critiques expérimentaux, PM, Cuivre-Polystyrène, L/R = 2, R/t = 1330, H/R = 13.54 (fibre comprimée)..... 164
Figure 4-87. Effet de la pression - Modes critiques LBA, PM, Cuivre-Polystyrène, L/R = 2, R/t = 1330, H/R = 13.54..... 164
Figure 4-88. Effet de la pression - Contraintes critiques, PM, Cuivre-Polystyrène, L/R = 2, R/t = 1330, H/R = 13.54. 165
Figure 4-89. Règles - Contraintes critiques, PM, Cuivre-Polystyrène, L/R = 2, R/t = 1330, H/R = 13.54. 166
Figure 4-90. Effet de la pression - Contraintes critiques, PT..... 167
Figure 4-91. Effet de la pression - Contraintes critiques, PM..... 169

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Figure 4-92. Effet sur l'interaction - Courbes expérimentales, PTM, Acier-Liège, R/t=1330, L/R=1. (cisaillement) 171
Figure 4-93. Effet sur l'interaction - Courbes expérimentales, PTM, Acier-Liège, R/t=1330, L/R=1. (flexion) 171
Figure 4-94. Effet sur l'interaction - Modes critiques expérimentaux, PTM, Acier, L/R = 1, R/t = 1330, P* = 0.038 (fibre neutre et fibre comprimée) 172
Figure 4-95. Effet sur l'interaction - Modes critiques LBA, PTM, Acier, L/R = 1, R/t = 1330, P* = 0.038..... 172
Figure 4-96. Effet sur l'interaction - Modes critiques expérimentaux, PTM, Acier-Liège, L/R = 1, R/t = 1330, P* = 0.038 (fibre neutre et fibre comprimée)..... 173
Figure 4-97. Effet sur l'interaction - Modes critiques LBA, PTM, Acier-Liège, L/R = 1, R/t = 1330, P* = 0.038..... 173
Figure 4-98. Effet sur l'interaction - Contraintes critiques, PTM, Acier-Liège, R/t=1330, L/R=1. (cisaillement et flexion).. 173
Figure 4-99. Effet sur l'interaction - Contraintes critiques, PTM, Acier-Liège, R/t=1330, L/R=1. (cisaillement-flexion)..... 174
Figure 4-100. Effet de la géométrie - Courbes expérimentales, PT, Aluminium-Polystyrène, R/t=665..... 176
Figure 4-101. Effet de la géométrie - Courbes expérimentales, PT, Aluminium-Polystyrène, R/t=665. (cisaillement) 176
Figure 4-102. Effet de la géométrie - Modes critiques expérimentaux et Modes critiques LBA, PT, Aluminium-Polystyrène, R/t = 665, P = 0 et 40mbar (fibre neutre et fibre comprimée) 177
Figure 4-103. Effet de la géométrie - Modes critiques expérimentaux et Modes critiques LBA, PT, Aluminium-Polystyrène, R/t = 665, P = 0 et 40mbar (fibre neutre et fibre comprimée) 178
Figure 4-104. Effet de la géométrie - Contraintes critiques, PT, Aluminium-Polystyrène, R/t=665. 178
Figure 4-105. Effet de la géométrie - Contraintes critiques, PT, Cuivre-Polystyrène, R/t=1330..... 179
Figure 4-106. Effet de la géométrie - Contraintes critiques, PT, Acier-Liège, R/t=1330. 180
Figure 4-107. Effet du matériau - Courbes expérimentales, PT, Acier et Cuivre, R/t=1330. 182
Figure 4-108. Effet du matériau - Modes critiques expérimentaux, PT, Cuivre (1ere ligne) Acier (2eme ligne), R/t = 1330, (fibre neutre)..... 182
Figure 4-109. Effet du matériau - Modes critiques expérimentaux, PT, Cuivre (1ere ligne) Acier (2eme ligne), R/t = 1330, (fibre comprimée)..... 183
Figure 4-110. Effet du matériau - Modes critiques LBA, PT, Aluminium(1ere ligne), Cuivre (2eme ligne) Acier (3eme ligne), R/t = 1330..... 184
Figure 4-111. Effet du matériau - Modes critiques LBA, PT, Polystyrène sur Aluminium(1ere ligne), Cuivre (2eme ligne) Acier (3eme ligne), R/t = 1330..... 184
Figure 4-112. Effet du matériau - Modes critiques LBA, PT, Liège sur Aluminium (1ere ligne), Cuivre (2eme ligne) Acier (3eme ligne), R/t = 1330..... 185
Figure 4-113. Effet du matériau - Contraintes critiques, PT, R/t=1330..... 185
Figure 4-114. Effet du matériau - Courbes expérimentales, PT, Acier et Cuivre, R/t=1330. 186
Figure 4-115. Effet du matériau - Modes critiques expérimentaux, PT, Cuivre (1ere ligne) Acier (2eme ligne), R/t = 1330, (fibre neutre)..... 187
Figure 4-116. Effet du matériau - Modes critiques expérimentaux, PT, Cuivre (1ere ligne) Acier (2eme ligne), R/t = 1330, (fibre comprimée)..... 187
Figure 4-117. Effet du matériau - Modes critiques expérimentaux, PT, Cuivre-Polystyrène, R/t = 1330, (fibre neutre et fibre comprimée) 188
Figure 4-118. Effet du matériau - Modes critiques LBA, PT, Cuivre (1ere ligne) Acier (2eme ligne), R/t = 1330..... 188
Figure 4-119. Effet du matériau - Modes critiques LBA, PT, Polystyrène sur Cuivre(1ere ligne), sur Acier (2eme ligne), R/t = 1330..... 189
Figure 4-120. Effet du matériau - Modes critiques LBA, PT, Liège sur Cuivre(1ere ligne), sur Acier (2eme ligne), R/t = 1330 189
Figure 4-121. Effet du matériau - Contraintes critiques, PT, R/t=1330..... 190
Figure 4-122. Effet des couches de protection thermique - Courbes expérimentales, PT, Aluminium-Polystyrène, R/t=665. 191
Figure 4-123. Effet des couches de protection thermique - Modes critiques expérimentaux, PT, Aluminium-Polystyrène, P=0mbar, R/t=665 (fibre neutre et fibre comprimée). 192
Figure 4-124. Effet des couches de protection thermique - Modes critiques expérimentaux, PT, Aluminium-Polystyrène, P=40mbar, R/t=665 (fibre neutre et fibre comprimée). 192
Figure 4-125. Effet des couches de protection thermique - Modes critiques LBA, PT, Aluminium-Polystyrène (0mbar - 1ere ligne, 40mbar - 2eme ligne) R/t = 665..... 193
Figure 4-126. Effet des couches de protection thermique - Contraintes critiques, PT, Aluminium-Polystyrène, R/t=665..... 193
Figure 4-127. Effet du défaut de collage - Carré - Courbes expérimentales, PT, Aluminium-Polystyrène, R/t=665. 194
Figure 4-128. Effet du défaut de collage - Carré - Modes critiques expérimentaux, PT, Aluminium-Polystyrène, R/t=665 (fibre neutre)..... 195
Figure 4-129. Effet du défaut de collage - Carré - Modes critiques expérimentaux, PT, Aluminium-Polystyrène, R/t=665 (fibre comprimée)..... 195
Figure 4-130. Effet du défaut de collage - Rectangle - Courbes expérimentales, PT, Aluminium-Polystyrène, R/t=665. 196
Figure 4-131. Effet du défaut de collage - Rectangle - Modes critiques expérimentaux, PT, Aluminium-Polystyrène, R/t=665 (fibre neutre)..... 196
Figure 4-132. Effet du défaut de collage - Rectangle - Modes critiques expérimentaux, PT, Aluminium-Polystyrène, R/t=665 (fibre comprimée)..... 197
Figure 4-133. Effet du défaut de collage - Contraintes critiques, PT, Acier-Liège, R/t=1330..... 197
Figure 4-134. Effet du défaut géométrique - Courbes expérimentales, PT, Acier, R/t=1330, L/R=1. a) premier chargement, b) deuxième chargement, c) troisième chargement coque 180°..... 199
Figure 4-135. Effet du défaut géométrique - Modes critiques expérimentaux, PT, Acier, R/t = 1330, (fibre neutre) 199

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Figure 4-136. Effet du défaut géométrique - Modes critiques expérimentaux, PT, Acier, R/t = 1330, (fibre comprimée)..... 199
Figure 4-137. Effet du défaut géométrique - Courbes expérimentales, PT, Acier-Polystyrène, R/t=1330, L/R=1. a) premier chargement, b) deuxième chargement, c) troisième chargement coque 180° 200
Figure 4-138. Effet du défaut géométrique - Modes critiques expérimentaux, PT, Acier-Polystyrène, R/t = 1330, (fibre neutre) 201
Figure 4-139. Effet du défaut géométrique - Modes critiques expérimentaux, PT, Acier-Polystyrène, R/t = 1330, (fibre comprimée) 201
Figure 4-140. Effet du défaut géométrique - Courbes expérimentales, PT, Acier-Liège, R/t=1330, L/R=1. a) premier chargement, b) deuxième chargement, c) troisième chargement coque 180° 201
Figure 4-141. Effet du défaut géométrique - Modes critiques expérimentaux, PT, Acier-Liège, R/t = 1330, (fibre neutre) .. 202
Figure 4-142. Effet du défaut géométrique - Modes critiques expérimentaux, PT, Acier-Liège, R/t = 1330, (fibre comprimée) 202
Figure 4-143. Effet du défaut géométrique - Courbes expérimentales, PT, Cuivre-Polystyrène, R/t=1330, L/R=2..... 203
Figure 4-144. Effet du défaut géométrique - Modes critiques expérimentaux, PM, Cuivre-Polystyrène, R/t=1330, L/R=2, (fibre neutre)..... 203
Figure 4-145. Effet du défaut géométrique - Modes critiques expérimentaux, PM, Cuivre-Polystyrène, R/t=1330, L/R=2, (fibre comprimée)..... 204
Figure 4-146. Reproductibilité des essais - Courbes expérimentales, Aluminium-Polystyrène, PT, R/t=665, L/R=1, P=0mbar. 205
Figure 4-147. Reproductibilité des essais - Courbes expérimentales, Acier, PT, R/t=1330, L/R=1, P=0mbar..... 205
Figure 4-148. Reproductibilité des essais - Courbes expérimentales, Cuivre-Polystyrène, PT, R/t=665, L/R=1, P=0mbar... 206

LISTE DES TABLEAUX

Tableau 2.1. Classes de qualité, cas de la compression ou flexion (EUROCODE3)..... 71
Tableau 2.2. Classes de qualité, cas du cisaillement (EUROCODE3)..... 72
Tableau 3-1. Caractéristiques géométriques et sollicitations..... 81
Tableau 3-2. Caractéristiques géométriques des feuillard. 82
Tableau 3-3. Caractéristiques géométriques de la protection thermique. 82
Tableau 3-4. Paramètres adimensionnels 82
Tableau 3-5. Incertitudes absolues sur les paramètres géométriques..... 83
Tableau 3-6. Caractéristiques des capteurs du banc d'essai 88
Tableau 1. Modules d'YOUNG retenus en MPa..... 110

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

FOLIO ADMINISTRATIF

THESE SOUTENUE DEVANT L'INSTITUT NATIONAL DES SCIENCES APPLIQUEES DE LYON

NOM : **DIDIER** DATE de SOUTENANCE : 04 Juillet 2014
(avec précision du nom de jeune fille, le cas échéant)

Prénoms : **Jérôme (Gabriel André)**

TITRE : **ETUDE DU COMPORTEMENT AU FLAMBAGE DES COQUES CYLINDRIQUES MULTICOUCHES MÉTAL/MATÉRIAU MOUSSE SOUS CHARGEMENTS COMBINÉS PRESSION/CISAILLEMENT/FLEXION**

NATURE : **Doctorat** Numéro d'ordre : 2014ISAL0069

Ecole doctorale : **MEGA (Mécanique, Énergétique, Génie Civil, Acoustique)**

Spécialité : **Génie Civil - Structure**

RESUME :

De nombreuses structures spatiales telles que les lanceurs sont équipées d'une mousse de protection thermique. Cette couche de matériau extrêmement léger présente d'excellentes propriétés d'isolation thermique mais des caractéristiques mécaniques très faibles. Il est ici proposé d'analyser le comportement au flambage de ce type de construction où une fine et légère structure, coque cylindrique en aluminium avec un ratio R/t de 665, est recouverte par une épaisse couche de mousse de faible densité. Afin d'évaluer l'effet du comportement au flambage de ce type de coque multicouche, des essais expérimentaux et numériques sont réalisés sur des cylindres faiblement pressurisés soumis à du cisaillement et de la flexion. Ce cas de charge représente la configuration « cas sol », d'un lanceur sur le pas de tir, dans l'attente du lancement, et soumis à des charges mécaniques extrêmes générées par le vent.

MOTS-CLES :
Flambage, Coques cylindriques, Coques multicouches, Protection thermique, Cisaillement, Flexion, pression interne

Laboratoire (s) de recherche :
LGCIE (Laboratoire de Génie Civil et d'Ingénierie Environnementale)

Directeur de thèse:
A. LIMAM

Président de jury :

Composition du jury :
E FERRIER Professeur (Université Lyon1), A. LIMAM Professeur (INSA de Lyon), H. ZAHROUNI Professeur (Université de Metz), K. SAB Professeur (ENPC, Université Paris-Est), J. BLACHUT Professeur (University of Liverpool), A. LEGER Directeur de recherche (CNRS - Université Aix-Marseille; Centrale Marseille), F. LORIOUX Ingénieur R&D (EADS), F. MARTEAU Ingénieur (CNES).

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0069/these.pdf
© [J. Didier], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés