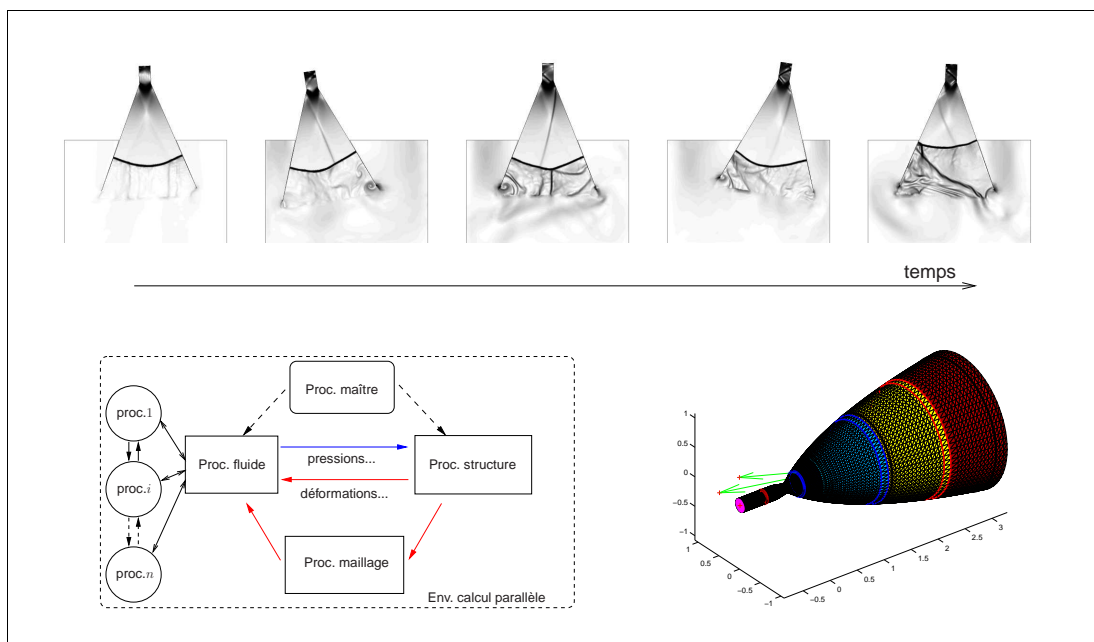


Par Emmanuel LEFRANÇOIS

Contributions au développement et à la validation d'outils numériques pour l'analyse des phénomènes multiphysiques

Travaux présentés pour l'obtention de l'Habilitation à Diriger des Recherches de l'UTC.



Soutenance le : 20 Novembre 2009

Section CNU : 60

Contributions au développement et à la validation d'outils numériques pour l'analyse des phénomènes multiphysiques

Soutenance le 20 novembre 2009 devant le jury composé des Professeurs des Universités :

Hamda BEN HADID	LMFA Lyon	(Rapporteur)
Serge PIPERNO	CERMICS - ENPC	(Rapporteur)
Mhamed SOULI	Université de Lille	(Rapporteur)
Abdellah HADJADJ	LMFN CORIA - INSA de Rouen	(Examineur)
Aziz HAMDOUNI	LEPTIAB La Rochelle	(Examineur)
Gilbert TOUZOT	UNIT	(Examineur)
Pierre VILLON	Université de Technologie de Compiègne	(Examineur)

Introduction

Ce rapport d'*Habilitation à Diriger les Recherches* résume l'ensemble des travaux de recherche, d'enseignements et de co-encadrements de thèses que j'exerce depuis mon intégration au sein de l'Université de Technologie de Compiègne (UTC) en septembre 2000.

L'aspect Activités de Recherche peut être résumé dans le titre du document :

CONTRIBUTIONS AU DÉVELOPPEMENT ET À LA VALIDATION D'OUTILS NUMÉRIQUES
POUR L'ANALYSE DES PHÉNOMÈNES MULTIPHYSIQUES

complétées d'applications spécifiques.

Ce rapport constitue une version *étendue* de la notice soumise au Conseil Scientifique de l'UTC et validée le 06/07/2009 : il s'articule autour de neuf chapitres répartis sur six parties distinctes que je résume ci-après le plus succinctement possible :

1. un *Curriculum Vitæ* ;
2. une présentation de mes activités d'enseignement au sein de l'UTC et dans le cadre du projet TICE *Mecagora* dont je fus le porteur d'un module ;
3. mes responsabilités administratives, collaboratives et contractuelles (recherche et prestations) ;
4. une liste de mes publications et de mes participations à des congrès ;
5. une description relative à mes responsabilités de co-encadrements de thèse et DEA ;
6. une présentation la plus complète possible de mes activités de recherche complétée d'un volet sur les perspectives à venir envisageables.

Le style rédactionnel de ce rapport, à l'exception de la section 6 *Recherche* et pour certaines sections, se veut volontairement *énumératif* afin de faciliter la mise en évidence de mes contributions dans chacune des parties énumérées ci-dessus.

La rédaction de ce rapport s'inscrit aussi dans la volonté personnelle de disposer à termes, d'un outil de travail synthétique permettant à la fois une mise en contexte de mes activités de recherche et de réaliser un bilan pour mes activités à venir.

Enfin, je souhaite pour terminer cette brève introduction, remercier très sincèrement l'ensemble des rapporteurs et examinateurs du jury pour leur travail d'évaluation et la reconnaissance de mes activités.

Emmanuel Le François
Compiègne, le 22 septembre 2009

Table des matières

I Curriculum Vitæ	6
1.1 État civil	6
1.2 Situation actuelle	6
1.3 Cursus universitaire	7
II Enseignements	8
2.1 Enseignements UTC	8
2.2 Activités TICE	10
III Responsabilités administratives, activités collaboratives et industrielles	14
3.1 Activités administratives	14
3.2 Activités collaboratives	15
3.3 Activités contractuelles	18
IV Publications scientifiques	20
V Activités d'encadrement de travaux de recherche	25
5.1 DEA	25
5.2 Co-encadrements de thèses soutenues	25
5.3 Co-encadrement de thèse en cours	28
5.4 Projets de thèses	29
5.5 Participation à des jurys de thèse de doctorat	30
VI Activités de recherche personnelles	31
6 Contexte et origines des problèmes de couplage fluide-structure	31
6.1 Proposition de définition du couplage fluide-structure	33
6.2 Classification des phénomènes de CFS	34
7 Outils numériques pour le CFS	38
7.1 Principes généraux	38
7.2 Chaîne complète de traitement numérique pour le couplage fluide-structure	41
7.3 Modèle de stabilité aéroélastique appliqué aux moteurs fusée	55
8 Couplages aéroélastiques dans les propulseurs fusée	58
8.1 Principes de fonctionnement d'un moteur fusée et problématiques industrielles	58
8.2 Contexte et intérêt industriel	64
8.3 Confrontation modèle de stabilité/chaîne de couplage fluide-structure	68
8.4 Etude du comportement dynamique du choc	77
9 Perspectives futures	86

VII Annexes 89

A Critère de consistance géométrique 90

A.1 Approximation en temps des variables liées à la mobilité du maillage. 90

A.2 Cas d'un problème 2D-plan. 91

A.3 Cas d'un problème 2D-axi. 91

A.4 Validation par l'exemple. 92

B Technique MSA 94

B.1 Phase 1 : approche pseudo matériaux 94

B.2 Phase 2 : recherche de la correspondance nœud-zone 95

B.3 Phase 2 (suite) : procédure d'interpolation 95

B.4 Algorithme général de la MSA 96

Première partie

Curriculum Vitæ

1.1 État civil

Nom : Lefrançois
Prénom : Emmanuel
Date et lieu de naissance : 2 Juin 1970 à Rouen (76)
Nationalité : française
Adresse personnelle : 308, rue Georges Latapie
60490 Ressons sur Matz FRANCE

Situation familiale : en union libre

Situation professionnelle : Maître de Conférences
Adresse professionnelle : Université de Technologie de Compiègne
Département Génie des Systèmes Mécaniques
BP 20529
60205 Compiègne Cedex

Téléphone : +33 (0)3.44.23.49.88
Fax : +33 (0)3.44.23.46.89
Courrier électronique : emmanuel.lefrancois@utc.fr
Page Web professionnelle : www.utc.fr/~elefra02

Service Militaire : effectué du 1/11/93 au 1/09/94 (Marine Nationale)

1.2 Situation actuelle

Maître de Conférences à l'Université de Technologie de Compiègne depuis le 1^{er} septembre 2000 et enseignant-chercheur au Laboratoire Roberval dans le département *Génie des Systèmes Mécaniques*.

1.3 Cursus universitaire

2000-... Maître de Conférences au Dépt. GSM à l'UTC (à compter du 01/09/2000)

1998-2000 Post-doctorat CORIA/CNES. Convention No 99/CNES/5652.

Étude numérique du décollement de jet et du phénomène de charges latérales au sein des moteurs fusée avec prise en compte de l'aéroélasticité.

Affectation au LMFN CORIA - INSA de Rouen

Financement : Allocation de recherche du CNES avec contrat CNES/CNRS.

1994-98 Doctorat en Mécanique, (spécialité Mécanique des Fluides) au sein des laboratoires LMFN CORIA - UMR 6614 et LMR - UMR 6138 INSA de Rouen sous la direction des professeurs Dany Vandromme et Gouri Dhatt.

Modèle numérique de couplage fluide-structure pour l'étude des phénomènes aéroélastiques avec application aux moteurs fusées.

Date de soutenance : 5 Juin 1998 à Rouen (76).

Mention : Très Honorable avec les Félicitations du Jury.

Financements : Allocation de recherche MRT (trois années), 1/2 ATER (une année).

1993-94 *Service national dans la Marine Nationale*

1992-93 DEA d'énergétique et d'Aérothermochimie option Mécanique des Fluides au sein du LMFN - CORIA. Mention Bien.

Projet de stage sous la direction du professeur Dany Vandromme en collaboration avec la SNECMA.

Étude numérique du fonctionnement des confluences d'un moteur à cycle hybride.

1991-92 Maîtrise de Mécanique à l'Université de Rouen (76)- Mention Assez Bien.

1990-91 Licence de Mécanique à l'Université de Rouen (76) - Mention Assez Bien.

1988-90 DEUG A option Mécanique des Fluides - Sciences des Structures et de la Matière à l'Université de Rouen (76).

1988 Baccalauréat série B - Sciences économiques et sociales - Lycée Saint Jean-Baptiste de la Salle (Rouen)

Compétences complémentaires

Langues anglais : lu, écrit et parlé,
Notions en allemand et espagnol.

Informatique Systèmes : Unix, Linux, MS-DOS, Windows
Langages : Fortran77, Matlab
Multimédia : HTML, Javascript et notions sous Java
Environnement : calcul parallèle sous PVM sur cluster de PC.

Deuxième partie

Activités d'enseignement

Cette partie décrit mes activités d'enseignement. Elles se déclinent autour de deux axes :

1. Le premier est relatif aux activités d'enseignement qui se sont déroulées à l'Université de Technologie de Compiègne, dans les filières de premier, second et troisième cycle. Ces enseignements s'inscrivent au sein des deux départements (*branches*) Génie Mécanique (GM) et Génie des Systèmes Mécaniques (GSM) qui proposent différentes filières dont "Conception mécanique intégrée (CMI)" et "Modélisation et optimisation des produits et structures (MOPS)" dans lesquelles s'inscrivent mes enseignements. Un tableau conclut cette section en comptabilisant les charges annuelles réalisées ;
 2. Le second axe est quant à lui lié à mes activités pour le développement d'un module d'enseignement TICE¹ aujourd'hui intégré dans UNIT² et d'autres établissements.
-

2.1 Enseignements UTC

Les différents enseignements réalisés sont brièvement décrits ci-après en stipulant le type d'enseignement et en regroupant les heures effectuées (UTP) dans le tableau figurant à la fin de cette sous-section.

Ces activités se déclinent en enseignement sur les premier et second cycles ingénieur et en enseignement de troisième cycle.

Premier et second cycles

- ▷ NF04 (Automne et Printemps) *Méthodes numériques pour l'ingénieur* - CM³, TD⁴
Responsable de l'Unité de Valeur (UV) depuis 2003

Description mathématique des problèmes de l'ingénieur, modélisation numérique de ces problèmes par différences finies et éléments finis et réalisation et utilisation d'outils sous Matlab (Ideas au Printemps). Applications par *mini-projets* : problèmes stationnaires ou non, thermique, mécanique, acoustique, fluide et phénomène de transport.

¹Technologies de l'Information et de la Communication pour l'Éducation

²Université Numérique Ingénierie et Technologie

³Cours Magistraux

⁴Travaux Dirigés

- ▷ MQ06 (Printemps) *Éléments finis appliqués au calcul des structures*- TP⁵ et TD
Méthode des éléments finis pour le calcul linéaire des structures, en régime statique et vibratoire (barres, poutres, plaques ou coques et structures massives). Un logiciel éléments finis de référence est utilisé dans le cadre des travaux pratiques et pour le mini-projet.
- ▷ TF01 (Printemps) *Mécanique des fluides* - TP et TD
Concepts fondamentaux de la mécanique des fluides incompressibles : hydrostatique, Bernoulli, réseaux de conduites avec pertes de charges, théorème des quantités de mouvement, équations de Navier-Stokes et théorie de la couche limite.
- ▷ MQ03 (Automne) *Mécanique vibratoire* - TD
Bases nécessaires à l'analyse, au calcul et à la compréhension des phénomènes vibratoires des systèmes discrets, linéaires, à un ou plusieurs degrés de liberté, avec ou sans amortissement. Équations de Lagrange, analyse modale, réponse libre et en régime forcé.
- ▷ CS02 (Automne) *Conception de systèmes mécaniques complexes* - TP
Approfondissement de la démarche de conception à partir des connaissances de base en génie des systèmes mécaniques et la mise en œuvre d'outils logiciels de simulation.
- ▷ MQ02 (Printemps) *Mécanique des milieux continus* - TP, TD
Initiation à la mécanique des milieux continus solides. On y aborde les notions nécessaires à la résolution des problèmes d'élasticité ainsi que les principes de l'énergie qui sont à la base des méthodes numériques utilisées dans le domaine, telles que la méthode des éléments finis.
- ▷ NF03 *Initiation aux méthodes numériques* - CM, TP
Résolution numérique des problèmes d'ingénierie, en particulier avec le logiciel Scilab. Le traitement numérique de l'information et l'analyse graphique de simulations permettent de comprendre et résoudre de façon complémentaire des sujets abordés jusque là uniquement sous un angle théorique.

Troisième cycle : DEA

Ces cours ont été intégrés à l'enseignement du professeur Gouri Dhatt et ont cessé lors du remplacement du diplôme de DEA par le diplôme de *master*.

- ▷ ME31 *Éléments finis en mécanique des fluides incompressibles*
CM (2001-04) , TP (2001-04)
Cours de modélisation numérique présentant les différents éléments finis et méthodes applicables pour l'étude des écoulements internes incompressibles et visqueux.
- ▷ ME32 *Sédimentologie et transports*
CM (2002), TP (2002)
Cours dédié aux méthodes de calcul pour l'étude des phénomènes de transports. Initiation à la turbulence et à la théorie des caractéristiques.

⁵Travaux Pratiques

Charges annuelles

Le tableau ci-dessous comptabilise l'ensemble des charges d'enseignements par UV (lignes) et par année (colonne) pour les années 2001 à 2008. Les enseignements des semestres *Printemps* (Mars-Juillet) et d'*Automne* (Septembre-Janvier) sont respectivement renvoyés aux colonnes labellées P et A.

Année UV	01		02		03		04		05		06		07		08*	
	P	A	P	A	P	A	P	A	P	A	P	A	P	A	P	A
NF04(A)		86		85		110		128		101		95		93		90
NF04(P)	51		48		51		51								54	
MQ06	79		51				51		56		99		105		51	
TF01	80		56						51		51		60			
MQ03										54		51		51		48
CS02		75		90		75		60						45		32
MQ02	68															
NF03	23	27														
DEA			34	32		18										
Sous-total	489		396		254		290		262		296		354		275	
TN09	5	10	5	25	10	30	5	20	5	5	10	15		15		10
TN10	10	5	5	5	15		10		25	5	10	10			5	10
TX	4	4	4	4	4	6	4	8	4	4			18	2		11
TICE					130											
Total (UTP)	527		444		449		337		310		341		389		311	

Nomenclature

TN09 : Suivi de *stage* en entreprise

TN10 : Suivi de *projet de fin d'étude* en entreprise

TX : Travaux de Laboratoire

P, A : Printemps, Automne

Note : ce tableau n'inclut pas les heures réalisées lors du semestre d'automne 2000.

Note* : le décompte des *semaines déclarées par semestre*, initialement de 17 semaines, a été modifié par décision de l'UTC pour passer à 16 à partir du printemps 2008.

2.2 Activités TICE (09/2001-03/2005)

TICE pour *Technologies de l'Information et de la Communication pour l'Éducation*

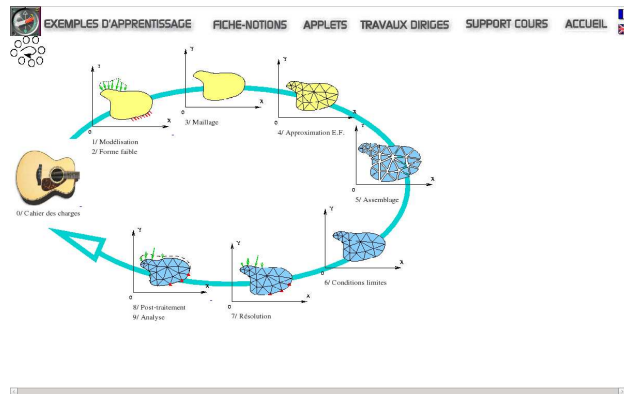
Présentation générale

Mon implication dans les *TICE* au sein d'une équipe d'enseignant-chercheurs, a contribué au développement d'un module multimédia d'autoformation sur *la modélisation numérique en sciences de l'ingénieur*. L'apprentissage est basé sur une douzaine d'exemples industriels tous développés autour du concept de boucle de modélisation. Ce module est accompagné d'un cédérom destiné à l'autoformation et à la formation à distance de différents publics : personnels d'entreprises utilisateurs de codes industriels de modélisation, étudiants de troisième cycle confrontés à des problèmes de modélisation dans leurs travaux de recherche, étudiants de second cycle de différents niveaux.

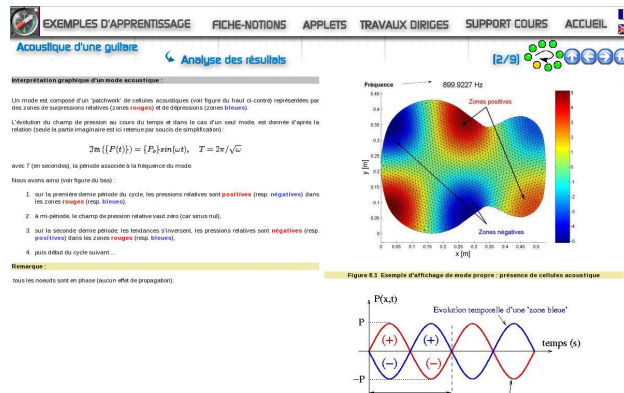
Son objectif est de montrer l'unité de la démarche de simulation sur ordinateurs de systèmes physiques variés que l'ingénieur cherche à concevoir ou à optimiser.



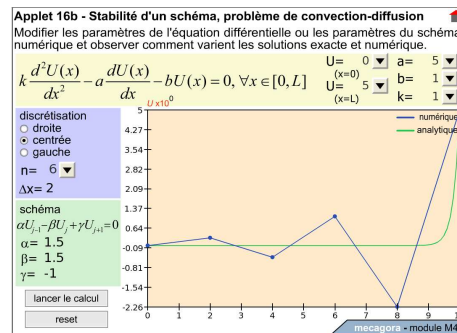
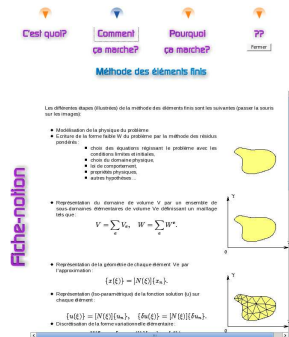
(a) Accès aux exemples d'apprentissage



(b) Illustration du concept de "boucle de modélisation"



(c) Exemple d'apprentissage : analyse acoustique d'une guitare



(d) Fiche-notion à 3 niveaux (e) Applet pour la notion de stabilité en espace

Figure 1 – Exemples de pages extraites du module TICE

Démarche pédagogique

Pour illustrer cette démarche, ce cours part de nombreux exemples industriels, regroupés par niveaux de complexité, et issus de différents secteurs des sciences de l'ingénieur : mécanique des structures, thermique, diffusion de polluants dans un lac, acoustique, ... Tous ces exemples, traités de manière homogène, illustrent les étapes successives suivantes, qui constituent la boucle de modélisation, fil rouge du cours :

- Définition d'un problème concernant un système physique ;
- Choix d'hypothèses simplificatrices ;
- Construction d'un modèle mathématique à partir des équations qui régissent le système étudié, formulations forte et faible ;
- Construction d'un modèle discret ;
- Définition des sollicitations et conditions aux limites ;
- Assemblage du système global d'équations algébriques ;
- Résolution ;
- Post-traitement et discussion de résultats ;
- Exécution éventuelle de boucles additionnelles sur les opérations précédentes, si les résultats ne sont pas satisfaisants.

Dans chaque exemple, l'apprenant peut faire appel à des fiches notions qui explicitent les notions utilisées, jusqu'à trois niveaux d'approfondissement : *c'est quoi ?*, *comment ça marche ?*, *pourquoi ça marche ?* Le module comprend également des travaux dirigés corrigés ou non, des applications interactives, ainsi que deux logiciels d'initiation très simples qui met en œuvre l'ensemble des opérations de modélisation basées sur de la méthode des éléments finis (thermique 2D et élasticité plane 2D). Ces derniers sont écrits en JAVA pour des raisons de portabilité. Pour faciliter l'organisation du travail, la formation est structurée par périodes au cours desquelles l'apprenant est invité à assimiler une partie du cours, à traiter un exemple, à suivre quelques travaux dirigés, à apprendre quelques notions, et à utiliser quelques applications interactives. Les différents niveaux et types d'exemples, les nombreuses fiches notions permettent des lectures plus ou moins approfondies du cours et une appropriation progressive de la démarche de simulation par les différents publics visés.

Quelques caractéristiques quantitatives :

- 11 exemples industriels très détaillés ;
- 280 fiches notions de différents niveaux ;
- 230 transparents de support de cours réalisés sous Powerpoint (communs au cours NF04) ;
- 27 fiches TD, dont 11 avec corrigés ;
- 9 applets en Flash ;
- 2 programmes complets d'initiation aux éléments finis en JAVA (élasticité et thermique 2D).

Environnement scientifique

Le cédérom qui l'accompagne a été conçu au sein de la communauté des enseignants qui utilise le livre de référence *Une présentation de la méthode des éléments finis* de G. Dhatt et G. Touzot, édité chez Maloine, et dont une nouvelle édition, profondément remaniée a été rééditée en 2005 chez Hermès (*Méthode des éléments finis*, G. Dhatt, G. Touzot et E. Lefrançois). Bien que totalement autonome par rapport à ce livre, il est compatible, au point de vue des concepts et des notations avec celui-ci. Ceci permet aux utilisateurs du présent cédérom d'autoformation d'utiliser, s'il le souhaite, le livre comme document de référence et d'approfondissement, aux étudiants qui suivent des cours traditionnels basés sur le livre de s'appuyer sur le module d'auto-formation pour y découvrir des exemples d'application, des applications interactives qui

aident à dominer les notions délicates, et une démarche très complémentaire de celle d'un cours traditionnel.

Evolutivité

Le cours est conçu pour être étendu par addition d'exemples, de fiches notion ou TD et d'applets. Il peut ainsi évoluer pour couvrir graduellement tous les domaines utilisateurs potentiels de la modélisation en sciences de l'ingénieur.

Aspects techniques

Le cédérom s'exécute sur tous les navigateurs qui disposent de l'extension (plugin) Macromedia Flash. Le programme d'initiation utilise un environnement d'exécution JAVA.

Environnement pédagogique et multimédia / Production

Ce module d'enseignement à distance a été conçu dans le cadre du Campus Numérique MécaGora, dont les partenaires sont le réseau des INSA, le réseau des UT, l'ENSAM, le CETIM, le CNED et les productions LaForêt. Ce projet a été financé en parts égales par la Direction de la Technologie au Ministère de l'Education Nationale et de la Recherche et par les différents partenaires.

Crédits

Trois établissements ont participé au développement du CD-Rom :

- UTC établissement pilote du projet, <http://www.utc.fr>
- INSA de Rouen, <http://www.insa-rouen.fr>
- ▷ Responsable pédagogique : E. Lefrançois
- ▷ Auteurs : E. Lefrançois, E. Arnoult, D. Lemosse, H. Naceur, M. Rachik, G. Touzot.
- ▷ Collection : Modules du Campus Numérique MECAGORA
- ▷ Editeur/Producteur : MECAGORA - INSA de Rouen
- ▷ Sites d'accès libre : <http://www.utc.fr/~mecagora> et site UNIT <http://www.unit-c.fr>
- ▷ Etablissements utilisateurs : INSA de Rennes, de Rouen et de Toulouse, UTC, Polytech'Orléans, Saint-Cyr Coëtquidant, ENSAM Meknès (Maroc), ETS Montréal (Canada)
- ▷ Développement d'un code aux éléments finis structure sous java : lode-Conseil (PLANTEC Jean-Yves, BRET Martial).
- ▷ **Version anglaise** du module disponible depuis novembre 2006 (traduction assurée par M3-Conseil).

Troisième partie

Responsabilités administratives, activités collaboratives et industrielles

Cette partie décrit l'ensemble de mes activités et responsabilités administratives au sein de l'UTC. Elle regroupe aussi l'ensemble de mes activités collaboratives en partenariat avec des équipes d'autres unités de recherche ainsi qu'une description brève de mes activités contractuelles de recherche.

3.1 Activités administratives

Sur le plan administratif, ces activités se déclinent en tant que :

- Membre de la commission de spécialistes 60 jusqu'en 2008 par le remplacement par des *comités de sélection* ;
- Membre de la commission MOPS-UTC créée en novembre 2007 et destinée à faire des propositions pour l'évolution des enseignements de la filière MOPS (Modélisation et Optimisation des Produits et Structures),

mais aussi par l'implication dans le montage de projets collaboratifs au sein du laboratoire Roberval en collaboration avec d'autres unités de recherche :

- Acceptation d'une proposition par le conseil scientifique au **plan quadriennal 2008-11** : *PILCAM²* : projet inter-laboratoires (Roberval, BMGBM, Heudiasyc, LMAC). Mise en commun de ressources, d'outils et de savoir-faires (P. Breitzkopf, porteur du projet).
- Acceptation d'une proposition par le conseil scientifique au **plan quadriennal 2004-07** : *PILCAD pour Plate-forme Inter-Laboratoires en Calculs Distribués* - Co-porteur du projet avec M. J.P. Boufflet (Heudiasyc).
- **Abondement ANVAR** pour soutien financier de PILCAD (accepté juin 2002, terminé juin 2005). Co-responsable avec M. J.P. Boufflet (Heudiasyc).

La plate-forme de calcul distribué PILCAD est un projet des deux unités de recherche de l'UTC associés au CNRS : les laboratoires Heudiasyc et Roberval. Les axes prioritaires ont pour but de susciter des recherches pluridisciplinaires entre les unités dans le respect des priorités scientifiques de l'établissement. Les différents projets développés autour de cette plate-forme sont :

- Solveur multifrontal parallèle ;
- Maillageur parallèle SPMD avec décomposition de domaines par approximation diffuse ;
- Hydraulique numérique ;
- Couplages multiphysiques ;
- Optimisation par surfaces de réponse.

3.2 Activités collaboratives

Cette section regroupe l'ensemble des collaborations menées aussi bien avec différents départements de recherches affiliés à l'UTC qu'au sein d'un partenariat industriel.

Pôle de recherche ATAC : Aérodynamique des Tuyères et Arrière-Corps

Ce consortium regroupe différents partenaires CNES, ONERA, SNECMA MOTEURS, ASTRIUM et différents laboratoires de recherche français (INSA, LEA, ENSAM, UTC...). Il définit un cadre pour des travaux de recherche sur l'aérodynamique des tuyères et des arrière-corps pour les lanceurs entrepris dans le cadre du programme CNES-ONERA ATAC. Il donne un aperçu des aspects physiques les plus notables en aérodynamique des tuyères et des arrière-corps qui sont à l'origine d'une activité de vibration intense pour le lanceur et sa charge utile. Le groupe ATAC est lié au groupe européen FSCD (*Flow Separation Control Device*) constitué en 1998 et regroupant les partenaires Astrium, CNES, DLR, ESTEC, LEA, ONERA, SNECMA et Volvo Aero. Mes activités au sein de ce groupe (depuis 2003) portent sur l'analyse des risques aéroélastiques dans les moteurs fusée. Cette activité est développée section §VI.

Partenariat commission hydraulique : CETIM-Senlis

Cette activité s'inscrit en partenariat avec le CETIM-Senlis (contact, M. Eric Padiolleau) au sein de la *Commission Transmissions Hydrauliques*. Cette action a débuté début 2008 et porte sur la modélisation des écoulements dans les composants hydrauliques (E. Lefrançois, M. Bonis, contrat UTEAM-CETIM). Une procédure de financement de thèse pour automne 2009 a été validée auprès de la région Picardie avec pour objectif la *Caractérisation et l'Identification des Sources Sonores dans les Composants Hydrauliques* : Projet CISSCOH (voir section *Projets de thèse* §5.4).

Cette activité a reçu le soutien et l'aval de la direction du CETIM pôle MEC et l'appui de nombreux industriels (Bosch Rexroth, Poclairn Hydraulics, Moog...).

Secteur acoustique du laboratoire Roberval

Mes collaborations avec le secteur acoustique ont débuté par le dépôt en 2002 d'un *Projet horizontal inter-équipes* (mise à disposition du code d'aérodynamique) pour la mise en place d'un modèle numérique appliqué à l'aéro-acoustique (Thèse de G. Gabard, 2005, Figure 2), activités aussi abordées dans la thèse de B. Nennig (2006) (voir Figure 3).

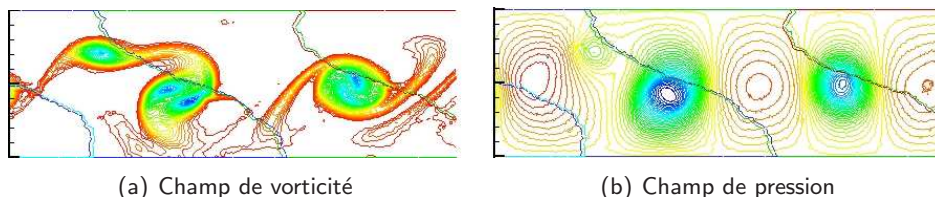


Figure 2 – Aéroacoustique dans une couche de mélange

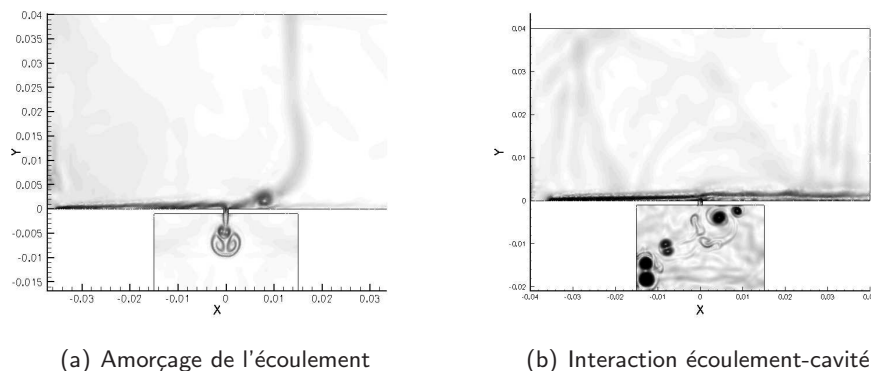


Figure 3 – Schlieren numérique : écoulement visqueux autour d'une cavité

Laboratoire d'Hydraulique numérique (commun UTC-CETMEF)

Ces activités se sont déroulées au sein du Laboratoire d'Hydraulique Numérique (LHN : laboratoire commun Roberval-CETMEF) par :

1. l'implémentation des outils du calcul parallèle au travers du projet PILCAD pour permettre de gagner un ordre de grandeur en temps et en espace dans des cas d'étude portant sur les problèmes d'inondations, de crues et de propagation de houle ;
2. le co-encadrement de la thèse de M. Pierre Debaillon (2001-05) ;
3. le co-encadrement de la thèse de Mme Nisrine Alderf (2006-09) ;
4. l'implémentation d'une technique de *capture de choc* FCT dans Reflux (B. Zhang).

Un projet de parallélisation du code de calcul explicite REFLUX par décomposition de domaines est actuellement en cours d'élaboration (collaboration avec Jean-Paul Boufflet, Heudiasyc).

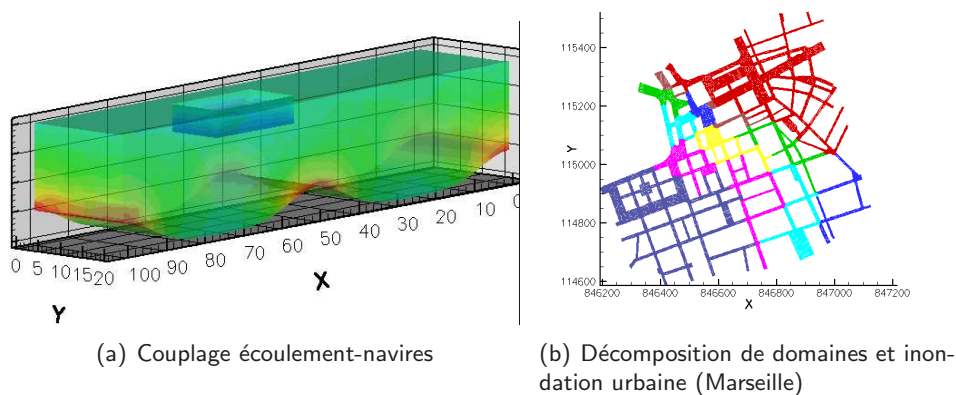


Figure 4 – Hydraulique numérique

Laboratoire Heudiasyc (Heuristique et Diagnostic des Systèmes Complexes) UMR 6599

Ces activités ont été initiées dans le cadre de la plate-forme PILCAD soutenue lors de sa création par un abondement ANVAR.

En collaboration avec Jean-Paul Boufflet, enseignant-chercheur au sein du laboratoire Heudiasyc, elles ont essentiellement porté sur le développement et la mise en place des connaissances d'*optimisation en répartition de charges de calcul* pour des cas d'applications concrètes du

LHN. Ces méthodes sont principalement indiquées pour des solveurs de type implicite et se basent sur des méthodes de résolution multi-frontale et de décomposition de Schur.

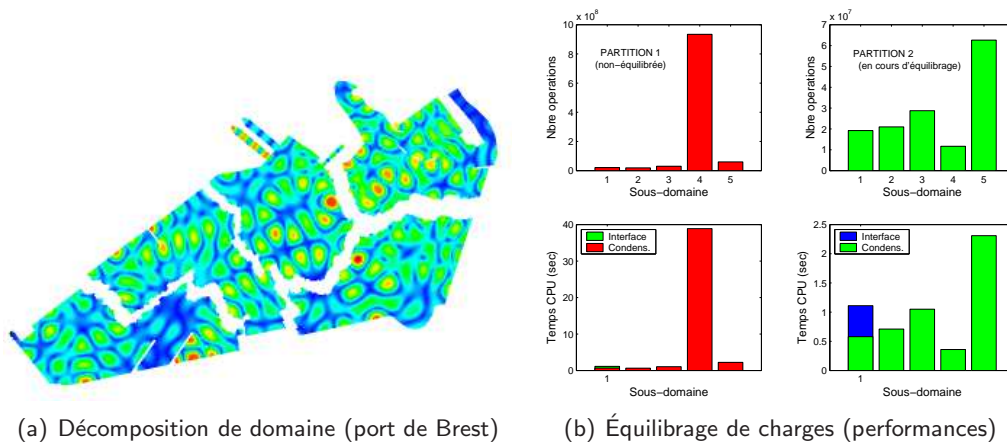


Figure 5 – Décomposition de domaines avec équilibrage de charges (calcul de houle REFONDE)

La figure 5 illustre les résultats de l'application de la technique d'équilibrage de charge pour la résolution d'un calcul modal de houle (code Refonde) avec une technique de décomposition de domaine. Le cas illustré est le port de Brest (voir Figure 5(a)) découpé en cinq sous-domaines. La Figure 5(b) illustre (partie gauche) les mesures des nombres d'opérations (haut) et des temps CPU (bas) relevés pour chacun des cinq sous-domaines avant équilibrage : le découpage réalisé à partir du partitionneur CHACO [41] indique très clairement un déséquilibre de charge aux dépens du bloc 4. La technique de rééquilibrage développée par J.-P. Boufflet (Heudiasyc) se base sur une migration des éléments finis aux interfaces. Les résultats en cours d'équilibrage sont affichés sur les figures de la colonne de droite. Cette procédure est itérative et peut-être réalisée avant tout calcul à partir de la connaissance de l'algorithme du solveur utilisé. L'intérêt est de pouvoir développer à terme un outil d'aide à la décision pour l'utilisateur ! En effet, le temps de calcul optimal résulte d'un équilibre entre le temps CPU de chacun des processeurs et le temps de transfert des données entre chacun des sous-domaines.

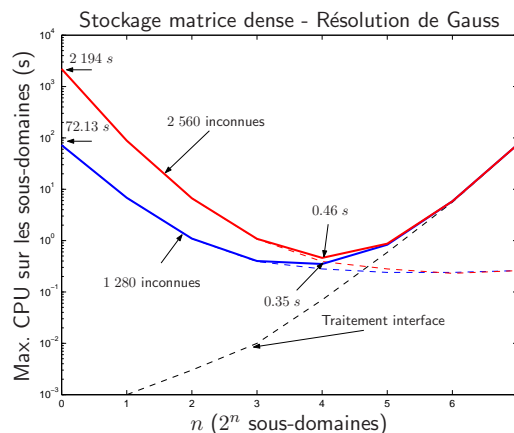


Figure 6 – Influence du nombre de découpage sur les performances CPU

La connaissance du nombre optimal de découpages est un point capital pour limiter les calculs. Ce cas est illustré Figure 6 pour le calcul d'une poutre en flexion pour un nombre de sous-domaines allant de 1 à 7. Pour cette étude, pour l'algorithme de résolution et la technique de stockage employés, le nombre optimal est ici de 2⁴.

Laboratoire BMGBM (Biomécanique et Génie Biomédical) UMR 6600

Les collaborations avec le secteur *Biomécanique* de l'UTC ont porté sur :

1. la parallélisation d'un code de calcul d'écoulement à bas Reynolds autour de cellules déformables (thèse de Mr E. Lac (2004), sous la direction du professeur D. Barthès) ;
2. l'aide au développement d'un outil numérique de prédiction de la propagation d'un signal électrique sur paroi utérine (thèse de Mlle S. Rihana (2008) sous la direction du professeur C. Marque) ;
3. le projet de développement d'une chaîne de couplage fluide structure pour les écoulements sanguins avec artères déformables (DR. C. Legallais).

Laboratoire TIMR (Transformations Intégrées de la Matière Renouvelable) EA 4297

Partenaire du projet CAPREMOD (*Caractérisation, prédiction et modélisation de l'émission de poussières par les poudres*) (Projet de Recherche Régional et Structurant, accepté juin 2008) sous la direction de Martin Morgeneyer (Directeur aux Relations Internationales, UTC) et Saleh Khashayar (UMR 6067 CNRS). Ma contribution consiste à soutenir le volet simulation en mécanique des fluides dans le cadre de la thèse de Mlle Marie-Thérèse Moufarej débutée en septembre 2008.

3.3 Activités contractuelles

Les activités contractuelles menées depuis l'intégration au sein de l'UTC sont de deux types :

- activités contractuelles finançant des activités de recherche (6 mois à une année) ;
- activités contractuelles de type *prestation* ou *conseil* (quelques mois).

Elles ont permis d'assurer une certaine indépendance financière (total cumulé de 150 000 €) pour l'achat de matériel, livres, logiciels, déplacements dans des congrès, à titre personnel et pour les doctorants co-encadrés. Elles sont aussi l'occasion de valider les modèles de calcul appliqués à des cas industriels (Vinci, étuveuse ACC).

Financements pour un soutien d'activités de Recherche

- ▷ UTC/UTEAM/CNES - Pôle ATAC09, (Evry - 91),
Etude numérique de l'influence des modes rigides de tuyère sur un écoulement sur-détendu,
09/2009 → 07/2010, E. Lefrançois.
- ▷ Partenariat *Commission Scientifique Hydraulique et Pneumatique* - CETIM (Senlis - 60),
Simulation des écoulements dans les vérins,
03/2008 → 02/2009, E. Lefrançois, M. Bonis.
Identification et caractérisation des sources de bruits résultant des effets de turbulence dans les composants hydrauliques de l'industrie mécanique (piston avec amortissement de fin de course, clapet...)
- ▷ UTC/UTEAM/CNES - Pôle ATAC07, (Evry - 91),
Aéroélasticité et charges latérales dans les moteurs fusées,
09/2007 → 07/2008, E. Lefrançois.
Analyse des effets de charges latérales dans les moteurs résultant des mouvement de corps rigides. Mise en évidence d'un mode de couplage critique. Campagnes de calculs en couplage libre et en couplage forcé.

- ▷ Divergent/CNES, (Evry - 91), CONFIDENTIEL INDUSTRIE,
Stabilité aéroélastique du divergent du moteur Vinci,
01/2006 → 03/2006, E. Lefrançois.
Application du modèle de stabilité de Pekkari étendu pour la détermination des risques aéroélastiques inhérents aux essais du moteur Vinci dans une chambre vide. Développement du modèle 3D *Aero-FrequShift* sous Matlab.
- ▷ UTC/Gradient/CNES - Pôle ATAC06, (Evry - 91),
Amélioration d'un modèle de prédiction d'instabilités aéroélastiques pour les moteurs fusée,
12/2005 → 12/2006, E. Lefrançois.
Confrontation modèle de stabilité aéroélastique et modes de déformation rigide du moteur. Mise en évidence de deux modes de couplage en régime forcé entre l'écoulement et le moteur.
- ▷ Gaz de France, CONFIDENTIEL INDUSTRIE,
Simulation numérique du comportement d'un organe de protection de branchements contre les sur-débits,
11/2000 → 02/2001, G. Dhatt, E. Lefrançois.

Prestations

- ▷ Société LAJOURS (Compiègne - 60),
Détermination des coefficients de pertes de charges d'inserts pour Common Rail,
06/2007 → 06/2007, E. Lefrançois, M. Bonis.
- ▷ Société MEXEL (Verberie - 60),
Modélisation sous Fluent de l'injection à contre-courant du produit de traitement Mexel,
03/2007 → 08/2007, F. Ferlay, E. Lefrançois, M. Bonis.
- ▷ Société ACC La Jonchères pour Saint Gobain Orange (Compiègne - 60),
Etude aéraulique du fonctionnement d'une étuveuse - phase 2,
10/2004 → 01/2005, E. Lefrançois, M. Bonis.
Estimation des débits de fuite par simulation numérique dans les zones de maintien du produit au sein de l'étuveuse.
- ▷ Société ACC La Jonchères pour Saint Gobain Orange (Compiègne - 60),
Etude aéraulique du fonctionnement d'une étuveuse - phase 1,
04/2004 → 06/2004, E. Lefrançois, M. Bonis.
Amélioration basée sur la simulation des écoulements pour une homogénéisation du débit d'une étuveuse par l'insertion de déflecteurs en amont de la zone d'alimentation. Campagnes de mesures expérimentales venues confirmer les solutions proposées (écarts inférieurs à 10%).

Quatrième partie

Publications scientifiques

Ouvrage

- ▷ G. DHATT, G. TOUZOT, E. LEFRANÇOIS, *Méthode des éléments finis*, Hermès Science - Lavoisier, 600 pages, ISBN : 2-7462-0979-9, Avril 2005.

Version largement remaniée et remise-à-jour ($\sim 30\%$) de l'ouvrage *Une présentation de la méthode des éléments finis* de G. Dhatt et G. Touzot aux éditions Maloine (1981).

Modifications portant sur un élargissement des domaines d'applications (fluide, structure et thermique). Approche de la stabilité par le concept de positivité. Les programmes Fortran ont laissé place à un ensemble modulaire de scripts écrits en langage Matlab qui illustrent les nombreuses applications de la méthode des éléments finis. Cet ouvrage vient en complément de l'utilisation du module 4 de Mecagora.

Outil TICE

- ▷ E. LEFRANÇOIS (resp. pédagogique), E. ARNOULT, D. LEMOSSE, H. NACEUR, M. RACHIK, G. TOUZOT, *Utilisation industrielle de la Modélisation*, Versions française et anglaise sur CD-Rom et site UTC [http ://www.utc.fr/~mecagora](http://www.utc.fr/~mecagora), site UNIT [http ://www.unit-c.fr](http://www.unit-c.fr).

Pour de plus amples détails, se référer à la section §2.2.

Publications dans des revues avec comité de lecture

- ▷ [10] N. ALDERF, E. LEFRANÇOIS, PH. SERGENT, P. DEBAILLON , *Dynamic ship response integration for numerical prediction of squat in restricted waterways*, International Journal for Numerical Methods in Fluids (accepté le 04/08/09, en cours de parution).
- ▷ [9] N. ALDERF, E. LEFRANÇOIS, PH. SERGENT, P. DEBAILLON, *Transition effects on ship vertical stability in highly restricted waterways*, Journal of Engineering for the Maritime Environment, (accepté le 02/07/09, en cours de parution).
- ▷ [8] D. PHAM VAN BANG, E. LEFRANÇOIS, PH. SERGENT, F. BERTRAND, *Expérimentation par IRM et modélisation par éléments finis de la sédimentation-consolidation des vases*, La Houille Blanche, No 03-2008.
- ▷ [7] E. LEFRANÇOIS, *A simple mesh deformation technique for fluid-structure interaction based on a submesh approach*, International Journal for Numerical Methods in Engineering, No 75, pp. 1085-1101, 2008.
- ▷ [6] I. FRESON, E. LEFRANÇOIS, G. DHATT, P. SERGENT, *Modèle numérique de clapage - phase de chute*, European Journal of Computational Mechanics (REMN), Vol.16 - No 8/2007, pp. 965-988.
- ▷ [5] E. LEFRANÇOIS, *Numerical validation of a stability model for a flexible over-expanded rocket nozzle*, International Journal for Numerical Methods in Fluids, Vol. 49, Issue 4, October 2005, pp 349-369.
- ▷ [4] A.-S. MOURONVAL, H. HADJADJ, E. LEFRANÇOIS, *Une méthodologie générale pour l'étude numérique du couplage fluide-structure*, Revue Européenne des éléments finis, Vol. 12 - No 5/2003, pages 519-554.
- ▷ [3] E. LEFRANÇOIS, G. DHATT, D. VANDROMME, *Numerical study of the aeroelastic stability of an overexpanded rocket nozzle*, Revue Européenne des éléments finis. Fluid-Structure Interaction, Vol. 9 - No 6-7/octobre 2000, pages 727-762.
- ▷ [2] E. LEFRANÇOIS, G. DHATT, D. VANDROMME, *Modèle numérique de couplage fluide-structure avec applications aux moteurs fusée*, Revue Européenne des éléments finis, Vol. 8 - No 2/1999, pages 159-199.
- ▷ [1] E. LEFRANÇOIS, G. DHATT, D. VANDROMME, *Fluid-Structural Interactions with Applications to Rocket Engines*, International Journal for Numerical Methods in Fluids, Vol. 30 - 1999, pages 865-895.

Publications internationales soumises

- ▷ E. LEFRANÇOIS, *Numerical investigation of the side-loads resulting from rigid body motions of an over expanded nozzle engine* International Journal for Numerical Methods in Fluids (soumis le 3/06/09).
- ▷ E. LEFRANÇOIS, *Side-loads and rigid body motions : Application to a 2D over expanded nozzle engine* Shock Wave Journal (soumis le 21/07/08, Révisions 29/05/09).
- ▷ E. LEFRANÇOIS, J.P. BOUFFLET, *Initiation to fluid-structure interaction : an application to the piston problem* SIAM Review (soumis le 05/05/09).

Conférences internationales avec comité et publication des actes

- ▷ [11] E. LEFRANÇOIS, *Aeroelasticity predictions in launcher engine : side-loads and rigid body motions* 18th International Shock Interaction Symposium, July 15-18, 2008, Rouen (FR)
- ▷ [10] S. RIHANA, E. LEFRANÇOIS, C. MARQUE, *A two dimension model of the uterine electrical wave propagation* 29th IEEE EMBS Annual International Conference, Cité internationale, Lyon (FR), August 23-26, 2007
- ▷ [9] J.P. BOUFFLET, E. LEFRANÇOIS, *Schur complement and direct solver applied on a simple domain : trend and behavior of a monolevel strategy* 4th international workshop on Parallel Matrix Algorithms and Applications, IRISA, Rennes, 7-9 septembre 2006
- ▷ [8] D. PHAM VAN BANG, E. LEFRANÇOIS, G. OVARLEZ, F. BERTRAND, *MRI experimental and 1D FE-FCT numerical investigation of the sedimentation and consolidation* 7th International Conference on Hydroinformatics, Nice - France, September 4-8, 2006
- ▷ [7] A. S. MOURONVAL, A. HADJADJ, E. LEFRANÇOIS, *Aeroelasticity and side-loads analysis in rocket nozzles* 6th International Symposium on launcher technologies, Munchen - Germany, November 8-11, 2005
- ▷ [6] G. GABARD, E. LEFRANÇOIS, M. BEN TAHAR, *Aeroacoustic noise source simulations based on Galbrun's equation* 10th AIAA/CEAS Aeroacoustics Conference - Manchester, May 10-12, 2004
- ▷ [5] P. DEBAILLON, G. DHATT, E. LEFRANÇOIS, P. SERGENT, *Numerical Modelling of Ship Squat in shallow restricted water* 2nd Squat-Workshop 2004- Elsfleth/Oldenburger - Allemagne, 3-4 Mars 2004
- ▷ [4] I. FRESON, G. DHATT, E. LEFRANÇOIS, J. L'HER, P. SERGENT, *Finite element model of dredged material dumped into sea / comparison with Flume experiments* 3rd IAHR Symposium on RCEM - 1-5 septembre 2003, Barcelone (Espagne)
- ▷ [3] E. LEFRANÇOIS, *Numerical Validation of a Stability Model for a Flexible Overexpanded Rocket Nozzle* **Conférencier invité** - Avril 28-30, 2003, Montréal Canada 50th annual general meeting and conference of Canadian Aeronautics and Space Institute (CASI) - 9th Aerodynamics Symposium
- ▷ [2] E. LEFRANÇOIS, G. DHATT, D. VANDROMME, *Numerical Study for Fluid-Structural Interactions*. Tenth International Conference on Finite Elements in Fluids. 5-8 Janvier 1998, Tucson(Arizona) USA.
- ▷ [1] A. HADJADJ, E. LEFRANÇOIS, E. KESSY, D. VANDROMME, G. DHATT, *Fluid-Structural Interactions on Parallel Computer*. Parallel CFD '96 -Implementations and Results Using Parallel Computers. 20-23 Mai 1996, Capri, Italie.

Conférences nationales avec comité et publication des actes

- ▷ [10] N. ALDERF, E. LEFRANÇOIS, PH. SERGENT, P. DEBAILLON, *Simulation numérique du phénomène de squat avec un modèle de couplage* CFM'09, Marseille, 24-28/08 2009
- ▷ [9] N. ALDERF, E. LEFRANÇOIS, PH. SERGENT, P. DEBAILLON, *Simulation numérique du phénomène de squat avec un modèle de couplage* 10^{èmes} Journées Nationales Génie Civil - Génie Côtier 2008, Sophia Antipolis, 14-16/10 2008
- ▷ [8] I. FAROUT-FRÉSON, PH. SERGENT, E. LEFRANÇOIS, G. DHATT, *Modèle numérique de clapage - phase de chute* 9^{ème} Journées Nationales Génie-Côtier, Génie Civil, Brest 2006- France, Septembre
- ▷ [7] D. PHAM VAN BANG, E. LEFRANÇOIS, PH. SERGENT, F. BERTRAND *Approche*

- expérimentale par IRM et modélisation de la sédimentation et de la consolidation de la vase* 9^{ème} Journées Nationales Génie-Côtier, Génie Civil, Brest 2006- France, Septembre
- ▷ [6] P. DEBAILLON, E. LEFRANÇOIS, P. SERGENT, G. DHATT, *Modélisation du surenfoncement des navires* 7^{ème} Colloque National en Calcul des Structures, 17-20 mai 2005- Giens (Var)
 - ▷ [5] I. FRESON, E. LEFRANÇOIS, P. SERGENT, G. DHATT *Modèle numérique bi espèce 2D pour les écoulements à densité variable fluide-particules : application au clapage* 10^{èmes} journées de l'hydrodynamique à l'école centrale de NANTES 7-8-9 mars 2005
 - ▷ [4] P. DEBAILLON, P. SERGENT, E. LEFRANÇOIS, G. DHATT, *Modélisation numérique du surenfoncement des bateaux* 10^{èmes} journées de l'hydrodynamique à l'école centrale de NANTES 7-8-9 mars 2005
 - ▷ [3] E. LEFRANÇOIS, J.P. BOUFFLET, S. BIGOT, *Application des techniques de calcul distribué à un code de calcul de houle aléatoire (sur plateforme PILCAD)* VIII^{ème} Journées Nationales en Génie côtier, Génie civil, 7-9 septembre 2004, Compiègne
 - ▷ [2] E. LEFRANÇOIS, *Etude numérique de l'influence d'un choc sur une tuyère flexible sur-étendue* 6^{ème} Colloque National en Calcul des Structures, 18-23 mai 2003- Giens (Var)
 - ▷ [1] G. GABARD, E. LEFRANÇOIS, M. BEN TAHAR, *Modèle numérique de couplage aéroacoustique appliqué à l'équation de Galbrun* 6^{ème} Colloque National en Calcul des Structures, 18-23 mai 2003- Giens (Var)

Conférences sans comité de lecture

- ▷ [2] E. LEFRANÇOIS, A.-S. MOURONVAL, A. HADJADJ, AND D. VANDROMME, *Couplage fluide-structure appliqué à la propulsion aéronautique et spatiale, "Towards a New Fluid Dynamics with its Challenges in Aerospace Engineering" NFD 2000 - DASSAULT-AVIATION/CNRS* 2000 November 20-22,
- ▷ [1] E. LEFRANÇOIS, G. DHATT, D. VANDROMME, *Numerical Simulation of Aeroelastic Nozzles. European Seminar on Rocket Nozzle Flow*, 12-14 Octobre 1998, CNES-Paris.

Cours - Séminaires

- ▷ [5] E. LEFRANÇOIS, *Techniques numériques de couplage fluide-structure*, Invité aux *Journées des éléments finis du GIREF* - Université Laval, Québec - Canada, Janvier 2000,
- ▷ [4] E. LEFRANÇOIS, G. DHATT, D. VANDROMME, *Modèle numérique de couplage fluide-structure*, *Institut pour la promotion des Sciences de l'Ingénieur*, 12-14 Octobre 1999, Paris. Chapitre du cours (27 pages), auteur principal.
- ▷ [3] G. DHATT, E. LEFRANÇOIS, *Dynamique des structures minces linéaires et non linéaires*, *Institut pour la promotion des Sciences de l'Ingénieur*, 12-14 Octobre 1999, Paris, Co-auteur du cours (40 pages).
- ▷ [2] G. DHATT, E. LEFRANÇOIS, *Modèle numérique de couplage fluide-structure*, 4^{ème} École d'été de Porquerolles (France), 15-21 mai 1997, (32 pages).
- ▷ [1] A. HADJADJ, E. LEFRANÇOIS, *Travaux pratiques informatiques, Méthodes numériques appliquées à la mécanique des fluides*, 3^{ème} École d'été de Porquerolles (France), 1-6 Juin 1996.

Rapporteur d'articles de revues

- ▷ EUROPEAN JOURNAL OF COMPUTATIONAL MECHANICS (REMN)
- ▷ INTERNATIONAL JOURNAL FOR NUMERICAL METHODS IN FLUIDS
- ▷ SHOCK WAVES - AN INTERNATIONAL JOURNAL ON SHOCK WAVES, DETONATIONS AND EXPLOSIONS
- ▷ COMPUTER AND FLUIDS

Cinquième partie

Activités d'encadrement de travaux de recherche

Cette partie décrit l'ensemble des co-encadrements de DEA et de doctorants depuis l'affectation au sein de l'UTC.

La particularité commune à l'ensemble des thèses co-encadrées est le développement d'outils numériques pour l'étude de phénomènes multiphysiques :

- analyse du phénomène de *clapage* par couplage d'un modèle Navier-Stokes avec un modèle de transport : thèse de I. Freson ;
- analyse de l'interaction navire-écoulements par couplage d'un modèle fluide avec un modèle d'équilibre structure : thèses de P. Debaillon et N. Alderf ;
- analyse du fonctionnement d'une pompe à membrane par couplage d'une modèle fluide et d'un modèle structure : thèse à venir de M. Song ;
- analyse de la génération de bruits dans les composants industriels par couplage d'un modèle Navier-Stokes avec un modèle de propagation acoustique de type Lighthill : thèse à venir de S. Gonzalez.

Ce *fil d'Ariane* qu'est la modélisation numérique de phénomènes couplés, permet ainsi de justifier une certaine cohérence avec mes activités de recherche personnelles décrites en détail dans la section §VI.

5.1 DEA

- ▷ M. BELKACEM SID, MARS-SEPTEMBRE 2002.
 - Titre : *Relations de Navier-Stokes incompressibles sur maillages dynamiques*
 - Encadrement assuré à 100%.
 - Thèse dans une autre équipe d'accueil (UTBM, 12/2006).

L'objectif de ce travail de DEA était d'étendre un code de Navier-Stokes aux éléments finis (visqueux et incompressible) pour la prise en compte de la dynamique du maillage en intégrant une condition de consistance géométrique similaire à celle exposée §7.2.2. Ce travail a été appliqué au calcul de l'écoulement induit par le déplacement d'une carène de navire de part et d'autre d'un maillage.

- ▷ M. SAMEUR ABDELAZIZ, 2001.
 - Titre : *Étude du bruit généré par le contact pneu-route - Ponts et Chaussées.*
 - Encadrement assuré à 10%.
 - Thèse dans la continuité du sujet (Paritech-ENPC, 12/2004).

5.2 Co-encadrements de thèses soutenues

- ▷ [2000-2004] Mme Isabelle Freson
 - Titre : *Simulation numérique du phénomène de clapage en mer.*
 - Financement : bourse régionale.

- Directeurs de thèse : Professeur Gouri Dhatt (50%), Emmanuel Lefrançois (50%).
- Soutenance : 24 novembre 2004
- Travaux ayant fait l'objet de :
 - + 1 article dans *European Journal of Computational Mechanics* ;
 - + 2 conférences avec publication des actes (1 internationale, 1 nationale).

RÉSUMÉ :

Les travaux de cette thèse ont consisté à développer deux modèles de couplage numérique pour l'étude du phénomène de clapage en mer (rejet des matériaux de dragage sur site non dispersif) :

1. le premier modèle développé est basé sur une approche bi phasique en résolvant à la fois les équations de l'hydrodynamique pour la phase liquide (eau) et pour la phase solide (sédiments fluidisés). Les deux systèmes sont résolus par couplage avec une approche implicite pas-à-pas avec remise-à-jour des données communes après chaque calcul ;
2. le second modèle est basé sur une approche bi espèce considérant le mélange comme une entité globale et non comme deux composants séparés. Le processus de moyenne qui en résulte est alors couplé à une équation de transport du mélange résolu lui aussi en temps avec mise-à-jour des données entre les deux solveurs (un solveur hydrodynamique et un solveur de transport).

Le jeu de figures 7(a-f) illustre l'évolution en temps de la concentration d'un rejet sans courant.

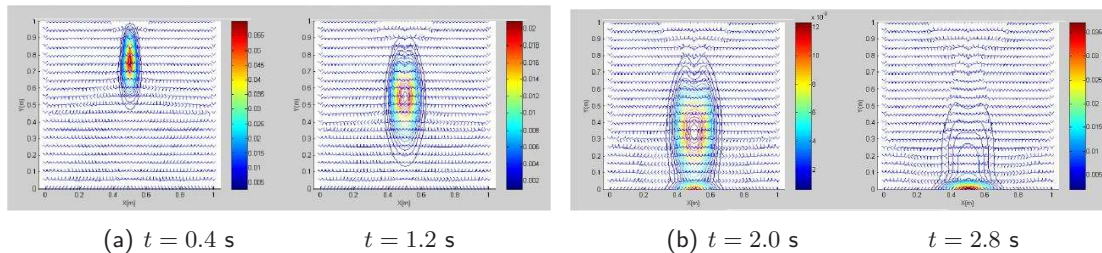
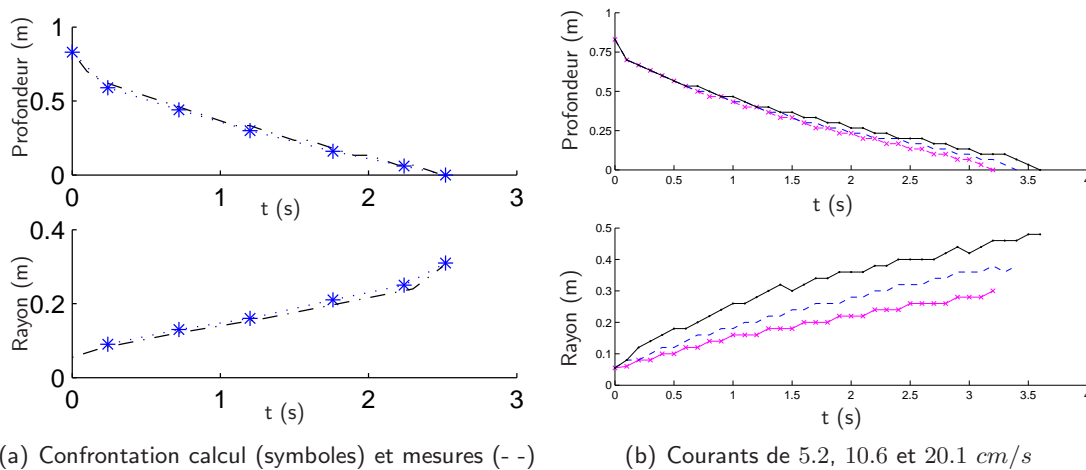


Figure 7 – Simulation de la phase de chute sans courant (extraits de la thèse d'I. Farou-Fréson)

Ces modèles ont pu être validés avec succès sur une trentaine d'essais de clapage du LNHE-EDF permettant d'aboutir à l'écriture d'un modèle simplifié pour la prédiction de la phase de chute.



(a) Confrontation calcul (symboles) et mesures (- -)

(b) Courants de 5.2, 10.6 et 20.1 cm/s

Figure 8 – Validation d'un modèle de phase de chute (extraits de la thèse d'I. Farou-Fréson)

La figure 8(a) illustre les positions et diamètres au cours du temps de la chute d'un rejet sablo vaseux à 60% de sable de concentration volumique 350g/l sans courant ambiant. La confrontation avec les mesures du LNHE-EDF est ici tout à fait satisfaisante.

La figure 8(b) illustre quant à elle l'influence du courant ambiant sur la phase de chute de rejet 100% de vase.

Mots clés

clapage - rejet en mer - approche biphasique - approche bi espèce - éléments finis - Navier-Stokes instationnaire - équation de transport - schéma de couplage

▷ [2001-2005] M. Pierre Debaillon

- Titre : *Simulation numérique du phénomène de sur-enfoncement des navires*
- Financement : bourse CETMEF.
- Directeurs de thèse : Professeur Gouri Dhatt (50%), Emmanuel Lefrançois (50%).
- Soutenance : 25 juin 2005
- Travaux ayant fait l'objet de :
 - + 3 articles *post-thèse* (AIPCN, *Revue Technique Maritime et Fluviale*, *Journal of Ship Research*);
 - + 3 conférences avec publication des actes (1 internationale, 2 nationales).

RÉSUMÉ :

Ce travail a porté sur l'étude numérique du phénomène de surenfoncement de navires (*Squat* en anglais). Un modèle stationnaire de couplage aux éléments finis a ainsi pu être développé. Il couple un modèle hydrodynamique avec un modèle d'équilibre du navire. Le maillage du domaine est ensuite actualisé par un troisième modèle, après le déplacement de la carène par le modèle d'équilibre et avant un nouveau calcul de l'hydrodynamique. Le couplage tente de reproduire ce qui se passe dans la réalité. Le bateau avançant, un courant de retour est généré autour de la coque. D'après Bernoulli, ce courant entraîne une baisse de la pression sous le bateau. Celui-ci s'enfonce alors jusqu'à ce que les forces de pression et le poids s'équilibrent à nouveau. Le navire enfoncé, les écoulements autour de la carène peuvent changer : ils doivent être mis à jour par un nouveau cycle de calcul hydrodynamique et équilibre, tant que la carène se déplace.

Le modèle hydrodynamique est basé sur la méthode des éléments finis pour résoudre l'équation de Laplace, le fluide étant supposé parfait, de densité constante, sans viscosité. Le maillage 3D se compose de tétraèdres et de triangles pour les frontières. Le modèle d'équilibre déplace les nœuds carène par une translation verticale et deux rotations pour simuler le roulis et le tangage du navire. Le modèle de mise à jour du maillage déplace tous les nœuds du maillage en fonction de la distance au nœud carène le plus proche et de ses trois déplacements dans le repère cartésien.

Le modèle de couplage a pu être confronté à deux modèles réduits et aux mesures sur un pétrolier en mer ouverte. Pour chacun, les résultats numériques sont en très bon accord avec le surenfoncement observé. Les formulations empiriques donnent cependant des résultats contrastés. Si pour le pétrolier réel, une des formules de Millward reproduit le surenfoncement

mesuré, pour les autres cas elles donnent des résultats assez éloignés des mesures. Par ailleurs, une étude paramétrique a confirmé le caractère 3D prépondérant du surenfoncement.

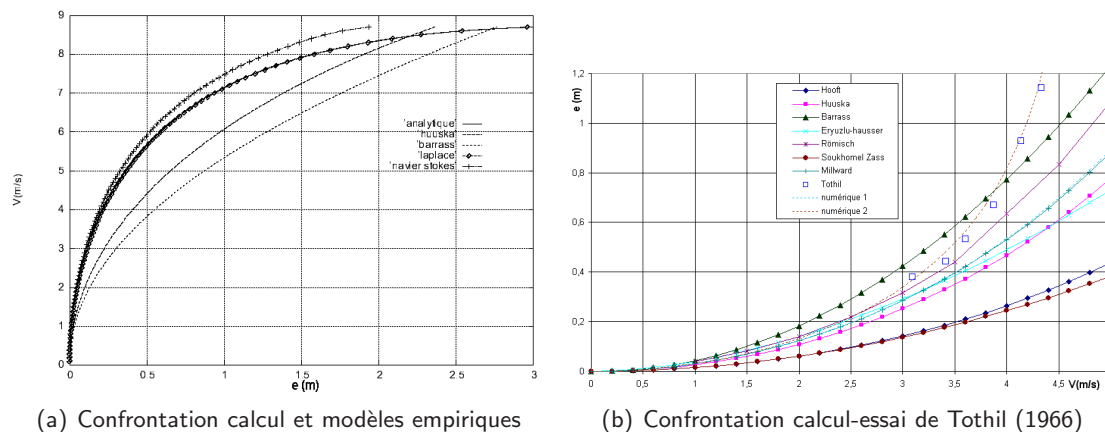


Figure 9 – Résultats issus de la thèse de Pierre Debaillon

Les résultats donnés Figure 9(a) témoignent de la bonne corrélation entre la prédiction du surenfoncement d'un navire en canal par le calcul numérique (approche 2D) et les modèles empiriques de Barrass et Huuska. La Figure 9(b) illustre quant à elle la comparaison entre calcul, modèles empiriques et les mesures issues d'une campagne expérimentale canadienne réalisée par Tothil en 1966. Enfin, une étude paramétrique a été menée pour illustrer l'importance des effets 3D en faisant varier le rapport b/B (rapport des largeurs du navire et du canal) de 100% (Approche 2D) à 1% (pleine mer, 3D).

Mots clés

surenfoncement - navire - hydrodynamique - éléments finis - schéma de couplage - principe fondamental de la statique - écoulement potentiel - maillages déformables

5.3 Co-encadrement de thèse en cours

▷ 2006-2009 MME NISRINE ALDERF-MOHAMAD

- Titre : *Étude numérique de la réponse dynamique d'un navire dans un canal.*
- Financement : bourse syrienne.
- Directeurs de thèse : Philippe Sergent (HDR, 50%), Emmanuel Lefrançois (50%).

Travaux ayant fait l'objet de :

- + 2 articles (*Journal of Engineering for the Maritime Environment* (2009) et *International Journal for Numerical Methods in Fluids* (2009)) ;
- + 2 conférences nationales avec publication des actes (10^{èmes} *Journées Nationales Génie Civil - Génie Côtier 2008, CFM 2009*).

RÉSUMÉ :

Cette thèse est dans la continuité de la thèse de P. Debaillon avec désormais, la prise en compte de l'aspect dynamique pour la réponse du navire. L'approche qui en résulte est un modèle de couplage écoulement-carène avec prise en compte d'un fond variable (dunes, marches...) et l'intégration de la méthode de déformation rapide de maillage [55]. Ce modèle a permis de donner un nouvel éclairage sur la notion de vitesse critique jusqu'alors abordée en statique et de mettre notamment en évidence l'existence de solutions de surenfoncement stable et

instable : la vitesse critique correspond à la coalescence des deux solutions de surenfoncement en une solution instable. Ces travaux ont aussi permis d'illustrer des cas d'instabilité dynamique résultant d'oscillations initiales du navire et pour des vitesses inférieures cependant à la vitesse critique.

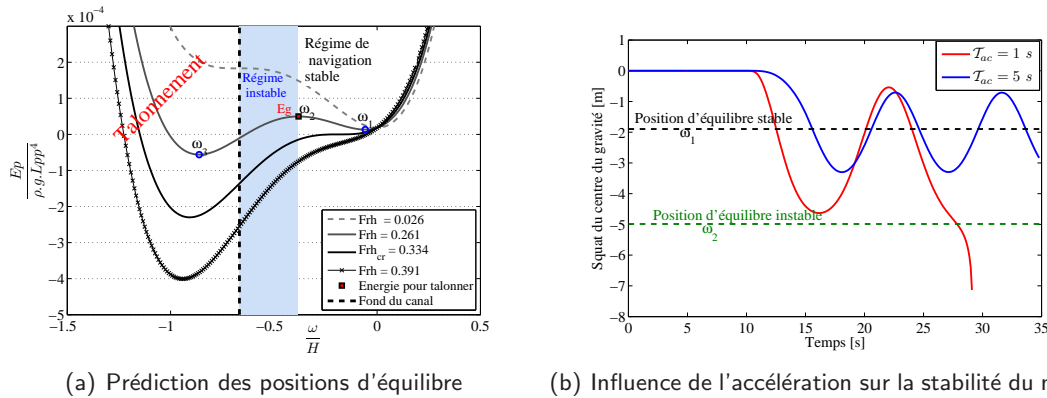


Figure 10 – Résultats issus de la thèse de Nisrine Alderf-Mohamad

Une analyse des effets d'accélération du navire a permis finalement de montrer le risque potentiel de génération d'oscillations du navire.

La Figure 10(a) illustre l'existence de deux solutions de surenfoncement (resp. stable et instable) pour des vitesses d'écoulement inférieure à une vitesse critique. Au delà de cette vitesse, on observe une coalescence de ces deux solutions vers une solution instable. La Figure 10(b) illustre quant à elle l'influence de l'accélération du navire sur le risque potentiel d'instabilité par squat pour des vitesses inférieures à la vitesse critique.

Mots clés

surenfoncement - navire - hydrodynamique - éléments finis - schéma de couplage - principe fondamental de la dynamique - écoulement potentiel - maillages déformables - stabilité - effets d'accélération - fonds variables

5.4 Projets de thèses

- ▷ OCTOBRE 2009 : PROJET CISSCOH,
 Doctorant M. Sébastien Gonzalez, ingénieur UTC.
Caractérisation et l'Identification des Sources Sonores dans les COMposants Hydrauliques.
 Co-direction par E. Lefrançois, E. Perrey-Debain.
 Participants : Prof. M. Bonis (UTC), E. Padiolleau (CETIM, Senlis), G. Lemaire (Poclairn Hydraulics, Verberie).
 Financement du projet par la Région Picardie.

OBJECTIFS :

Cette proposition de thèse s'inscrit dans le cadre de l'Institut mécatronique créé entre le CETIM (Centre Technique des Industries Mécaniques) et l'UTC (Université de Technologie de Compiègne) à la demande d'industriels de la région Picardie.

Il s'agit de renforcer les compétences des partenaires du projet en modélisation des écoulements hydrauliques et caractérisation des composants afin de permettre à terme la création d'un centre d'expertise dans ce domaine. Les objectifs visés par ce projet sont une meilleure

caractérisation et identification des sources génératrices de bruits dans les composants hydrauliques à haute pression (200-300 bars) afin d'être en mesure de pouvoir les contrôler et si possible de les réduire. La génération de tourbillons, de turbulence, de phénomènes de cavitation et le caractère instationnaire inhérent à la fermeture ou l'ouverture d'un clapet sont des exemples qui contribuent fortement à la génération de bruits. Le travail proposé répond à une forte demande de la part des industriels pour faciliter à termes, la conception d'organes dits silencieux (vannes, clapets...).

La démarche envisagée propose de développer une procédure de calcul couplant l'approche du calcul numérique d'écoulements incompressibles et instationnaires (Fluent, CFX...) comme générateur de sources de bruits la plus réaliste possible, avec un modèle de propagation acoustique de type Lighthill (1952).

Cette étude sera complétée de mesures sur banc réalisées par le CETIM Senlis.

- ▷ OCTOBRE 2009 : PROJET AMS-R&D,
 Doctorant M. Mengdi Song, ingénieur UTC.
 Co-direction par M. Rachik et E. Lefrançois.
 Participants : Prof. M.-A. Hamdi, M. Guillemain (AMS-R&D)
 Financement du projet par la Région Picardie.

OBJECTIFS :

Ce travail de thèse s'inscrit dans le cadre d'un partenariat scientifique entre le laboratoire Roberval de l'Université de Technologie de Compiègne et la société AMS R&D (Active Membrane System) dont le projet global est l'étude des transferts d'énergie entre une membrane ondulante et un fluide pour déboucher sur de nombreuses applications de pompes.

Cette technologie a un très fort potentiel de développement avec des débouchés dans de nombreux secteurs : grand public, automobile, industrie et médical pour ne citer que ces exemples. Différents modèles numériques de pompes ont été réalisés avec des hypothèses simplificatrices : déplacement imposé, écoulement laminaire, flasques rigides indéformables, contact sans frottement, matériau de la membrane élastique linéaire. Ces premiers modèles ont permis de valider le premier objectif concernant la faisabilité de la simulation numérique fluide-structure de la pompe AMS©.

Les objectifs de cette thèse visent une meilleure compréhension des phénomènes physiques inhérents au fonctionnement de cette pompe à partir d'un modèle de couplage fluide-structure mono dimensionnel. L'extension vers un modèle 2D-axi doit permettre d'étudier l'influence de la prise en compte des effets visqueux, du type de fluide (liquide ou gaz), de l'influence du choix des conditions aux limites, de la dynamique du maillage, de la gestion du contact entre la membrane et la paroi, des transferts d'énergie.

5.5 Participation à des jurys de thèse de doctorat

- ▷ [2] Mlle SANDY RIHANA, *Modélisation de l'activité électrique utérine*, thèse de doctorat UTC (Génie Biomédical), soutenue le 03/07/2008.
- ▷ [1] M. OUACIM AL-MIKDAD, *Modélisation des écoulements en réseaux maillés et ramifiés*, thèse de doctorat UTC (Génie des Systèmes Mécaniques) soutenue 21/12/2000

Sixième partie

Activités de recherche personnelles

Cette partie décrit l'ensemble de mes activités de recherche menées post-thèse (1998). Elle regroupe ainsi deux années de post-doctorat pour le CNES suivies des activités depuis l'intégration au sein du laboratoire Roberval. Un découpage en trois sections permet successivement :

1. de situer le contexte historique des problèmes de couplage fluide-structure ;
 2. d'exposer la démarche numérique mise en œuvre pour l'analyse des couplages aéroélastiques ;
 3. d'appliquer ces *outils* à l'analyse des phénomènes de couplage dans les tuyères sur-détendues de moteurs fusées.
-

Mes activités de recherche se déclinent autour de deux axes principaux :

- Section §7 - développement et la validation d'*outils numériques pour l'étude des problèmes de couplage fluide-structure* abrégés par CFS ;
- Section §8 - *application* de ces méthodes à des cas d'intérêt industriel (moteurs fusées).

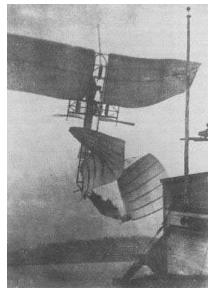
Afin de faciliter la mise en contexte de ces deux axes, un petit rappel historique pour l'intérêt du couplage fluide structure ouvre ce chapitre.

6 Contexte et origines des problèmes de couplage fluide-structure

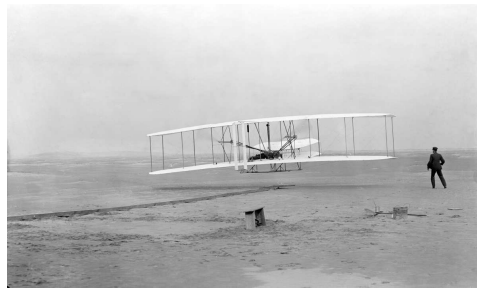
C'est le domaine de l'aéronautique qui en exprima le besoin en premier lorsque les aéronefs rencontrèrent les premiers phénomènes d'instabilités aussi bien statiques (*divergence*) que dynamiques (*flutter*).

Définition 1 *Le flutter est une instabilité dynamique qui apparaît à partir d'une vitesse dite vitesse critique de flutter et pour laquelle la structure flexible absorbe de l'énergie sans la restituer avec le risque soit minime, de conduire à un effet de fatigue, soit majeur et de mener à une destruction partielle (gouverne par exemple) ou totale. Il correspond à l'accrochage de deux modes de vibrations distincts.*

Le premier échec reporté est attribué à la tentative de vol du *monoplan* du professeur Samuel Langley le 8 décembre 1903 (voir Figure 11(a)). Lancé depuis une plate-forme surélevée sur le Potomac, l'appareil fut catapulté puis se brisa en vol. L'hypothèse la plus probable implique une instabilité statique du mode de torsion de l'aile. L'Histoire veut que huit jours plus tard, les frères Wright furent les premiers à assurer le vol d'un *engin plus lourd que l'air* avec le *biplan* nommé *Flyer* en Caroline du nord (voir Figure 11(b)).



(a) Echec de Langley



(b) Premier vol des frères Wright

Figure 11 – Premiers échec et succès du premier vol d'un aéronef (décembre 1903)

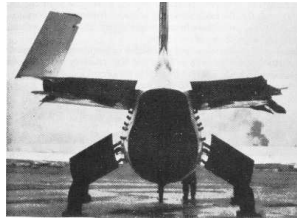
Les premiers cas de flutter furent reportés au cours de la première guerre mondiale sur un appareil biplan militaire *Handley Page O/400 bomber* mettant en évidence un couplage aéroélastique entre un mode de torsion du fuselage et un mode de flexion de l'empennage horizontal.

Le passage d'une conception de type biplan vers une conception de type monoplan mis en évidence de nouvelles instabilités aéroélastiques en raison d'une souplesse accrue au niveau de l'aile. En 1917, l'appareil de chasse de type monoplan *aile haute* Fokker D-8, causa la mort de nombreux pilotes lors des phases de piqué à grande vitesse. En 1931, fut rapporté le crash d'un appareil civil de la TWA (Vol 599) avec 8 personnes à bord suite aux effets du *flutter* sur l'aile qui s'arracha du fuselage.

Pour insister sur le caractère destructif de ce phénomène, certains n'hésitent pas à l'appeler le *Nemesis* du vol...



(a) Vol TWA599 (1931)



(b) Chasseur N.A.V. (~1956)



(c) Stealth F-117 (1997)

Figure 12 – Effets destructifs du *flutter*

Des les années 30 [11], des méthodes analytiques :

- Reissner (1926) : instabilité statique (*divergence*) de l'aile ;
- Frazer and Duncan (1929) : *flutter* de l'aile ;
- Cox (1932) : inversion d'ailerons ;
- Glauert, Frazer, Duncan, Kussner, Theodorsen (1935) : *flutter* instationnaire.

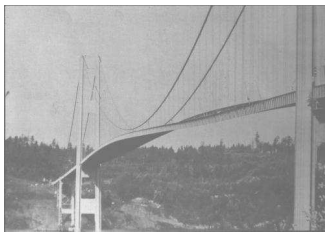
existaient déjà pour aider les concepteurs d'aéronefs à intégrer les problèmes de stabilité statique et dynamique. Les méthodes alors employées consistaient, au détriment de la masse, à augmenter les masses et rigidités ou à jouer sur la répartition des masses pour décaler les fréquences de réponse des structure.

Aujourd'hui, l'unification des connaissances des matériaux, des techniques du contrôles actifs et des méthodes de calculs numériques permettent de repousser les limites en assurant à la fois l'optimisation des performances et des gains de masse embarqués. Néanmoins, ces phénomènes d'aéroélasticité restent encore incompris et très complexes à appréhender et constituent toujours l'un des soucis majeurs lors de la construction d'un appareil. Tout aéronef aussi bien civil que militaire doit valider les tests de *flutter*. Ces derniers consistent à vérifier expérimentalement, que la vitesse critique est située bien au delà des fenêtres de vol des appareils. Ce phénomène touche aussi régulièrement les avions modèles réduits qui rencontrent

surtout ce problème sur les gouvernes d'ailerons.

Plus généralement, l'étude des phénomènes de couplage entre un fluide en écoulement et une structure flexible ou non (mouvements de corps rigides) mais interagissant avec l'écoulement, intéresse de nombreux autres domaines :

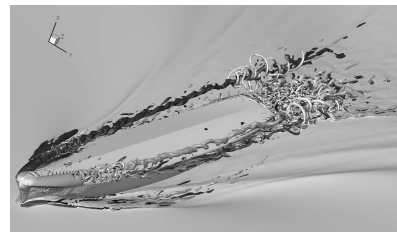
- génie civil : construction des ponts (expérience tragique du *Tacoma Narrows Bridge* en 1940), ballonnement dans les réservoirs...
- architecture navale : interaction carène écoulement, vent-voiles ;
- maritime : *risers*, houle-digue, plate-forme pétrolière...
- acoustique musicale ;
- domaine du nucléaire : stabilité des tours réfrigérantes, des grappes de combustibles au sein d'un écoulement...
- domaine biomédical : interaction tissus-écoulements (risques d'anévrismes, glaucome...).



(a) Génie civil (Tacoma-1940)



(b) Biomédical (Comsol)



(c) Naval (Univ. Iowa)

Figure 13 – Applications du couplage fluide-structure

L'étude de ces phénomènes de couplage est dans la plupart des cas menée dans le but de préserver la structure, de la fiabiliser.

Concernant l'implication des unités de recherche dans cette thématique, la liste non exhaustive des membres du Groupe De Recherche (GDR) *Interaction Fluide-Structure* (CNRS GDR 2902, dir. M. Souli) est à elle seule représentative de l'intérêt porté par cette communauté de scientifiques (36 laboratoires dont une majorité située sur l'hexagone pour 85 membres).

6.1 Proposition de définition du couplage fluide-structure

Selon le fluide considéré (compressible ou non, visqueux ou non), son environnement (conditions initiales, aux limites, domaine) la prise en compte des effets instationnaires ou non, le but recherché, *etc*, le CFS peut présenter une multitude de facettes, parfois déroutantes pour certaines. Afin de clarifier ce point, l'analyse des phénomènes de CFS présentés dans ce rapport peut se définir comme suit :

Définition 2 Ensemble des phénomènes physiques inter-dépendants et générant des couplages via des transferts d'énergies et de quantité de mouvements entre un ou plusieurs fluides en écoulements et une ou plusieurs structures mécaniques flexibles et/ou en mouvements.

Cette définition admet implicitement une connotation d'analyse *transitoire*. Par conséquent, en sont exclus les couplages *découplés temporellement* entre un fluide et une structure à des fins d'optimisation multidisciplinaires basés sur la minimisation de fonctions coûts. Ces derniers se regroupent dans la *récente* approche OMD (Optimisation MultiDisciplinaire, ou MDO en anglais) qui est un domaine d'ingénierie basé sur l'utilisation de méthodes d'optimisation afin de résoudre des problèmes de conception mettant en œuvre plusieurs disciplines.

La complexité d'une analyse de couplage entre un fluide et une structure mécanique résulte des points suivants :

- des variables différentes entre les physiques ;
- une approche exclusivement *lagrangienne* (*observateur* en mouvement) pour la structure et essentiellement *eulérienne* (*observateur* fixe) pour le fluide ;
- des systèmes temporels d'ordres différents : ordre 1 pour le fluide et la thermique et ordre 2 pour la mécanique ;
- des caractéristiques *matériaux* d'ordres de grandeurs différents conduisant à des *temps caractéristiques* différents ;
- des outils de résolution différents ;
- ...

L'équation générale du CFS résulte naturellement de l'application du *Principe Fondamental de la Dynamique* (abb. PFD) au système mécanique à étudier et peut prendre la forme globale simplifiée :

$$m \times \vec{\Gamma} = \sum_{\text{forces}} \vec{F}_i, \quad (1)$$

où m est la masse de la structure, $\vec{\Gamma}$ son accélération et \vec{F}_i les forces externes (gravité, aérodynamiques). La prise en compte des déformations élastiques de la structure requiert une écriture locale de ce principe, complétée de conditions aux limites cinématiques et mécaniques. Enfin, des effets d'amortissements structuraux peuvent aussi être ajoutés à cette relation. Cette relation entre trois composantes s'exprime *littéralement* par le couplage (signe =) entre une structure (membre de gauche) et un fluide (membre de droite).

6.2 Classification des phénomènes de CFS

L'analyse des phénomènes de couplages multiphysiques par le biais d'outils numériques requiert l'adéquation entre :

- les phénomènes à étudier ;
- les moyens et outils numériques mis en œuvre.

Le classement des phénomènes de couplage fluide-structure selon leur nature et le degré de couplage permet d'identifier les moyens *ad hoc*.

6.2.1 Classement selon la nature du fluide

Un premier classement distingue les fluides lourds (ou pesants) dits incompressibles, des fluides légers dits compressibles, distinction qui conduira respectivement à l'analyse des phénomènes *hydroélastiques* et *aéroélastiques*. Ces deux domaines se distinguent notamment par des vitesses de propagation de l'information différentes :

1. vitesse de propagation *infinie* dans le cadre d'un fluide incompressible confiné (écoulement dans une canalisation par exemple, pipeline...);
2. vitesse *finie* liée soit :
 - (a) à la propagation des ondes de surfaces (vagues, houles) pour un fluide incompressible et pesant (sous l'effet de la gravité par exemple) avec prise en compte de la surface libre ;
 - (b) vitesse *finie* liée à la célérité du son dans un gaz pour les fluides compressibles (confinés ou non).

6.2.2 Phénomènes hydroélastiques

Les phénomènes hydroélastiques impliquent un degré de couplage différent des phénomènes aéroélastiques. Dans le cas d'un fluide *lourd* (eau, sang...), les masses volumiques du fluide et de la structure sont du même ordre de grandeur : l'approximation du champ de pression exercé par le fluide sur la structure ne peut plus être assimilée (en première approche) aux efforts résultant à l'état repos. Il s'agit de l'effet de *masse ajoutée* directement reliée aux efforts de pression sur le contour de la structure. Cette notion n'est à prendre en compte qu'à partir du moment où l'intégration des efforts de pression autour de la structure ne peut être calculée (pression inconnue généralement, approche *courante* du mécanicien des structures).

L'effet de masse ajoutée a été mis en évidence par F. Bessel en 1828. (G. G. STOKES, *On the effect of internal friction of fluids on the motion of pendulums*, Trans. Cambridge Philos. Soc. 9, 8 (1851)) Il montre que la période d'oscillation d'un pendule dans de l'air (après correction des effets d'Archimède) est supérieure à celle mesurée dans le vide. Les deux essais ayant été réalisés à rigidité constante (gravité), on en déduit donc l'effet d'accroissement de masse à considérer pour le pendule. La masse ajoutée est ainsi proportionnelle à la masse du fluide environnant "poussé" lors du déplacement de la structure et s'y opposant de façon analogue à une structure qui serait alourdie. Pour une structure immergée dans un fluide, soumise à la gravité et subissant l'action supplémentaire d'une force \vec{F} pour la mettre en mouvement, l'équilibre dynamique est régi par la relation :

$$\vec{F} - \oint p \vec{n} dS + m\vec{g} = m\vec{\Gamma},$$

avec p la pression locale et \vec{n} la normale à la surface de la structure. Lorsque les efforts de pression ne sont ou ne peuvent être pris en compte, cette relation est alors remplacée par :

$$\vec{F} + m\vec{g} \approx (m + m_{aj})\vec{\Gamma} \quad \text{avec} \quad m_{aj} = \alpha_{aj}\rho V,$$

où ρ et V désignent respectivement la masse volumique du fluide et le volume de référence lié à la structure et α_{aj} le coefficient de masse ajoutée.

Il est possible de montrer que pour une sphère de rayon r placée dans un fluide, on a :

$$m_{aj}^{sphere} = \rho \times \frac{2}{3}\pi r^3 \quad \text{soit} \quad \alpha_{aj}^{sphere} = 0.5.$$

Pour un corps quelconque, la masse ajoutée se traduit par un tenseur. Toute structure en déplacement dans un fluide subit ainsi les effets de masse ajoutée mais cette dernière étant proportionnelle à la masse volumique du fluide, leur prise en compte ou non sera donc fonction du rapport des masses volumiques du fluide et de la structure $\frac{\rho_f}{\rho_s}$ et des vitesses d'écoulement.

Ils seront donc négligeables pour de l'air avec de faibles vitesses d'écoulement, mais devront être pris en compte pour un fluide *lourd* comme de l'eau (énergie motrice des vagues, interaction houle/carène...) ou du sang (interaction artère et écoulement sanguin...) par exemple [85, 18, 62, 70, 72]. D'un point de vue numérique, la prise en compte ou non des effets de masse ajoutée peut avoir une influence significative sur les choix des algorithmes de résolution d'un CFS (risque d'instabilité numérique ou absence de convergence) !

6.2.3 Phénomènes aéroélastiques

Les travaux résumés dans ce rapport se rattachent essentiellement à l'analyse des phénomènes aéroélastiques. Ils constituent une des disciplines issue des phénomènes généraux de couplage fluide-structure, liée à la déformation d'une structure interagissant avec un gaz.

Triangle de Collard. Il est classique de répertorier les divers phénomènes aéroélastiques par le triangle des forces de Collard (1947) illustré Figure 14. Ce triangle regroupe sur ses sommets, les trois causes potentielles de couplage : élastiques, aérodynamiques et inertielles (structure). Chaque comportement aéroélastique peut ainsi être repéré sur ce diagramme en fonction de sa relation avec les sommets. Ainsi, les phénomènes relatifs à l'aéroélasticité dynamique sont placés au centre du triangle, tandis que ceux relatifs à l'aéroélasticité statique sont placés sur le côté gauche. Le côté droit regroupe quant à lui les phénomènes n'impliquant que les effets aérodynamiques et d'inertie (mécanique du vol). Quant à la base du triangle, elle est relative aux problèmes de vibration traités en dynamique des structures [83].

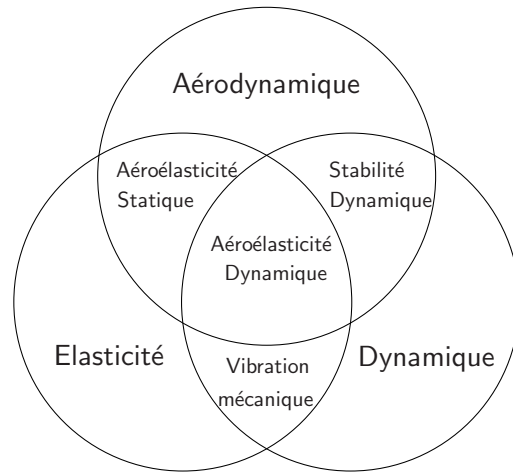


Figure 14 – Triangle des forces aéroélastiques

Fréquence réduite. Le degré de couplage des phénomènes aéroélastiques peut être estimé à l'aide de la notion de *fréquence réduite* f_r [71, 31]. Celle-ci peut être définie par le rapport de deux temps ou encore deux longueurs caractéristiques du fluide et de la structure (voir figure 15) :

$$f_r = \frac{t_f}{T_s} = \frac{f\bar{c}}{V_\infty} \quad \text{ou encore} \quad f_r = \frac{\bar{c}}{\lambda} \quad \text{avec} \quad \lambda = \frac{V_\infty}{\omega} = \frac{V_\infty}{2\pi f},$$

où \bar{c} est une longueur caractéristique de la structure. Il est possible de définir son inverse sous le nom de *vitesse réduite* [31].

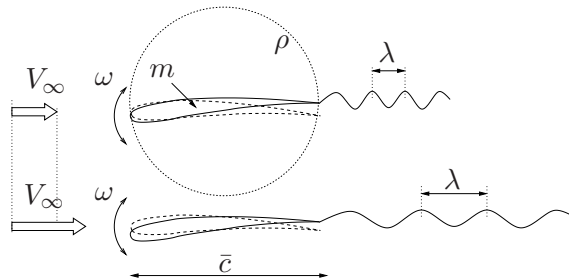


Figure 15 – Illustration du concept de fréquence réduite

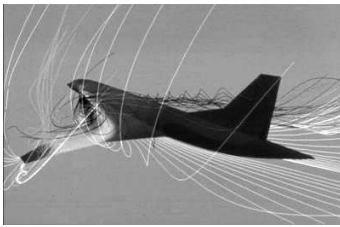
Le *temps caractéristique*, bien qu'étant une notion relativement abstraite, peut cependant être assimilé à l'intervalle de temps nécessaire pour que la modification de configuration respective du fluide et de la structure commence à être perceptible.

De faibles valeurs de f_r indiquent que le temps nécessaire au fluide pour parcourir la structure est très faible comparativement à la période de cette dernière. En d'autres termes, le

fluide s'adapte très rapidement à des modifications d'environnement, nous permettant ainsi d'assimiler sa propre évolution à un régime quasi-statique.

Partant de cette définition de fréquence réduite, il est alors possible de classer les phénomènes d'interaction selon trois catégories (voir figure 16) :

- $f_r \ll 1 \Rightarrow t_f \ll T_s$: fluide en régime quasi-statique : aéroélasticité ;
- $f_r \sim 1 \Rightarrow t_f \sim T_s$: fort couplage : voile, ouvrage génie civil ;
- $f_r \gg 1 \Rightarrow t_f \gg T_s$: structure en régime quasi-statique : acoustique, ballonnement dans les réservoirs.



(a) $f_r \ll 1$ (srce : ONERA)



(b) $f_r \sim 1$ (srce : EC Lille)



(c) $f_r \gg 1$ (srce : Woodbrass)

Figure 16 – Classification des phénomènes de CFS selon la fréquence réduite f_r

Ces choix tendent à privilégier une physique par rapport à une autre. Selon la physique *dominante* et l'application recherchée, les techniques de résolutions employées (au sens *adaptées*) seront donc différentes.

7 Outils numériques pour l'analyse des problèmes de couplage fluide-structure

Cette section décrit en détail deux outils dédiés à l'analyse des phénomènes de couplage fluide-structure (aéroélasticité) :

1. une chaîne de traitement *complète* et générale, basée sur l'utilisation combinée d'un solveur par physique impliquée, le tout dans un environnement de calcul parallèle afin d'établir un *dialogue* constant entre ces différents outils ;
2. un outil *dédié* issu du modèle de Pekkari [73], prévu pour la prédiction du décalage aéroélastique dans les propulseurs de moteurs fusée en présence d'un choc interne (écoulement sur-détendu).

Ces travaux s'inscrivent au sein du laboratoire Roberval dans les projets PILCAD⁶ et PILCAM2⁷ approuvés par le Conseil Scientifique pour les plans quadriennaux (07/2004 et 11/2008) et dans le cadre du pôle ATAC (1998-2000, 2003...).

7.1 Principes généraux

L'analyse des phénomènes physiques par le biais d'outils numériques dans le but d'améliorer leur connaissance⁸, s'inscrit dans une logique générale articulée autour de quatre modèles successifs :

1. MODÈLE PHYSIQUE (ou réel) - il résulte de l'observation à proprement dite du phénomène physique à étudier, de la définition des objectifs et de la constitution du cahier des charges de la problématique à étudier ;
2. MODÈLE MATHÉMATIQUE - il est constitué par l'ensemble des relations mathématiques gouvernant l'équilibre du système, complété de conditions aux limites et initiales et d'un ensemble d'hypothèses simplificatrices (compressible ou non, 1D ou 2D, stationnaire ou non, couplé ou non...);
3. MODÈLE NUMÉRIQUE - il se déduit du modèle précédent par l'utilisation de techniques de discrétisation en espace puis en temps pour aboutir à un système algébrique directement compatible avec les outils informatiques ;
4. MODÈLE INFORMATIQUE - celui-ci consiste en outils dédiés ou logiciels du commerce permettant le traitement de problèmes de grandes tailles.

Le passage entre deux modèles consécutifs introduit un certain nombre d'*erreurs* qu'il est nécessaire de pouvoir contrôler pour estimer la validité du modèle, l'objectif étant de s'assurer que le comportement du modèle numérique (ou informatique) vis-à-vis du modèle physique, soit le plus fidèle possible.

L'étude des phénomènes aéroélastiques n'échappe pas à cette règle et du modèle mathématique régi par la relation (1), une approche par la méthode des éléments finis conduit au modèle

⁶pour *Plate-forme Inter-Laboratoires de Calcul Distribué*

⁷pour *Plate-forme Inter-Laboratoire de Calcul et de Modélisation Multidisciplinaire*

⁸Dans un contexte industriel pour la conception de *produits*, cette approche se limite bien souvent à l'utilisation exclusive du quatrième modèle

algébrique général suivant :

$$[M]\{\ddot{U}\} + [C]\{\dot{U}\} + [K]\{U\} = \{F_{aero}(t)\},$$

avec $[M]$, $[K]$ et $[C]$ respectivement les matrices de masse, d'amortissement et de rigidité de la structure, $\{U\}$, $\{\dot{U}\}$ et $\{\ddot{U}\}$ les vecteurs des composantes nodales du champ de déplacement, de vitesse et d'accélération et enfin, $\{F_{aero}(t)\}$ le vecteur des sollicitations résultant des efforts aérodynamiques exercés sur la structure.

D'un point de vue numérique, la construction d'une chaîne de traitement de CFS repose donc naturellement sur l'assignation d'un *outil numérique* pour chacune des composantes de ce système algébrique :

1. Code de déformation de structure (membre de gauche) ;
2. Schéma de couplage (signe =) ;
3. Code de calcul d'écoulement (membre de droite).

Cependant, une analyse de couplage fluide-structure ne peut en aucun cas (sauf dans de très rares cas particuliers⁹) se résumer à un *simple* artefact informatique visant à simplement échanger des données entre codes de calculs tout en se basant sur des codes inchangés et dédiés initialement à des calculs non couplés. Le couplage implique nécessairement des répercussions sur les outils, notamment avec la gestion des maillages mobiles pour le fluide où l'approche eulérienne n'est plus valable et requiert une approche généralisée de type *Lagrangien-Eulérien arbitraire* sous peine de créer ou dissiper de la masse et de l'énergie.

Ce *choix* d'un couplage par *modules* distincts n'est cependant pas le seul et pour les cas de couplage fluide-structure où les densités du fluide et de la structure sont du même ordre de grandeur (écoulements sanguins avec parois déformables par exemple), il peut s'avérer préférable d'unifier les deux systèmes algébriques (fluide et structure) en un seul et unique système.

Concernant les outils de calcul, si le choix d'un code aux éléments finis est évident pour la partie structure, plusieurs choix s'avèrent possibles pour la partie fluide. En effet, indépendamment des principales méthodes de discrétisation en espace que sont les *différences*, *volumes* et *éléments finis*, etc., il peut être utile de se poser la question du choix d'une méthode avec ou sans maillage. C'est en général le *modèle physique* (voir début de cette section) qui permettra de trancher en fonction de la meilleure formulation possible pour décrire le comportement du fluide.

Les méthodes sans maillage (*meshless*, particulière, diffus, éléments *naturels*...) [10, 67] ont été développées à partir des années 1970 dans le but de se libérer des limites imposées par l'utilisation de maillage (distorsion, capture de discontinuités...). Ces méthodes, dont le succès est croissant depuis une quinzaine d'années, étaient pour les premières, fondées sur des méthodes d'interpolation purement nodales (sans recours à la notion d'élément), l'idée étant de reconstruire une fonction définie sur un espace continu à partir de l'ensemble des valeurs discrètes prises par cette fonction sur un nuage de points du domaine. Cette approche est donc idéale pour l'analyse des phénomènes privilégiant une approche lagrangienne, avec prise en compte d'une surface libre et pour des cas de grandes déformations du domaine (application de type *airbags* par exemple).

Cependant, pour les phénomènes où la formulation eulérienne voire ALE (pour Arbitraire Lagrangien-Eulérien) avec présence de discontinuités fortes sur le fluide (ondes de chocs par exemple) le recours à une technique basée sur l'usage du maillage s'avère encore aujourd'hui la plus adaptée.

⁹cas de faibles déplacements de parois (acoustique) n'impliquant pas de traversée de la frontière par les nœuds internes du maillage

7.1.1 Couplage fort vs. couplage faible

Les techniques de couplage peuvent se classer selon deux catégories bien distinctes [63, 20, 31] :

- le couplage dit *fort*¹⁰ qui repose sur la résolution, à chaque instant, d'un seul et unique système algébrique unifiant à la fois le fluide et la structure ;
- le couplage dit *faible*¹¹ qui consiste à établir un dialogue entre deux codes de calcul (resp. fluide et structure) pour assurer une remise-à-jour régulière des données communes. L'intégration en temps introduit généralement un décalage entre les deux résolutions de système associés.

Le couplage *fort* est réalisé à l'aide d'algorithmes dits *monolithiques* [82] et n'introduit pas de décalage temporel entre le fluide et la structure. Unifier deux systèmes en un seul conduit à des problèmes dont l'origine repose sur les différences fondamentales existant entre un fluide et une structure. Même s'il reste possible de dire que *tout solide est un fluide qui s'ignore* [44], les principales différences sont résumées dans le Tableau 1. On notera cependant que, dans le cas général, la formulation du problème en un unique système n'est pas aisée. Cebral [20] souligne de plus, que la matrice complète du système couplé peut être mal conditionnée. Lesoinne [59] estime quant-à-lui, que cette approche est "*computationally challenging, mathematically and economically suboptimal and softwarewise unmanageable*" et choisit de s'orienter vers le couplage *faible*.

	Fluide	Structure
VARIABLES	Vitesse, pression	Déplacement, vitesse, accélération
FORMULATION	<u>Eulerienne</u> , Lagrangienne	Lagrangienne
CARACTÉRISTIQUE	Parabolique, hyperbolique	Elliptique
ORDRE EN TEMPS	1	2
SCHÉMAS PRIVILÉGIÉS	Explicite	Implicite

Tableau 1 – Comparatif des caractéristiques d'un fluide et d'une structure

Le second type de couplage est quant à lui réalisé grâce à des algorithmes *décalés* en temps. Son principal avantage est sa souplesse d'utilisation et de programmation : il préserve en effet la modularité de chacun des codes de calcul. Ainsi, permet-il de bénéficier des méthodes les plus performantes dans chacune des disciplines et de simplifier les traitements explicite/implicite ainsi que le sous-cyclage [59]. C'est ce type de schéma qui a été retenu pour la chaîne de couplage fluide-structure présentée dans ce rapport.

Quel que soit le schéma retenu, l'utilisateur *numéricien* se doit systématiquement de valider les hypothèses simplificatrices qu'il fait et notamment de valider la qualité du couplage fluide-structure (cas-tests, *benchmark*, comparaisons essais-calculs...). Le respect de critères *élémentaires* basés sur la conservation des énergies transférées entre le fluide et la structure (en l'absence d'amortissement structural, soit $[C] = [0]$) est un des *fondamentaux* à respecter en couplage fluide-structure .

¹⁰au sens *unifié*

¹¹au sens *souple*, modulaire

7.1.2 Structure modulaire d'une chaîne de couplage faible

Les principes de base de la chaîne de couplage sont ici brièvement explicités avant d'être développés plus en détail dans les sections suivantes.

La chaîne de couplage fluide-structure retenue est constituée de trois codes numériques de calcul distincts, respectivement dédiés :

1. à la déformation de la structure avec un élément fini de type poutre bidimensionnelle et une intégration en temps par un schéma implicite de type Newmark [8].
2. au fluide supposé compressible et non visqueux pour des écoulements bidimensionnels plans. L'intégration en temps est assurée par un schéma explicite de Lax-Wendroff [50] associé à une technique de capture de chocs FCT [15, 77] avec utilisation du limiteur de pente de Zalesak [90].
3. à une technique de déformation de maillage respectant la loi de *consistance géométrique* est utilisée [32][57].

Le choix de la technique de couplage est conditionné par la nécessité au cours d'un cycle complet (fluide → structure → fluide), de respecter les critères de stabilité et de conservation des énergies transférées.

La qualité d'un calcul couplé fluide-structure sera conditionnée par :

1. le respect d'un critère de consistance géométrique : §7.2.2 ;
2. de l'algorithme de couplage et de l'influence de la fréquence des mises-à-jour : §7.2.4 ;
3. le choix du profil de pression transféré pour les cas de couplage avec sous-cyclage.

Sur le plan informatique, le couplage est obtenu par l'établissement d'un *dialogue* (voir Figure 17) entre les codes avec l'utilisation des outils de calcul parallèle PVM pour *Parallel Virtual Machine* [1, 48] ou encore MPI pour *Message Passing Interface* [69]. Le *solveur* fluide étant le plus *gourmande* en tant de calcul CPU, il a été parallélisé avec une approche basée sur une décomposition de domaines afin de réduire son temps d'utilisation par un facteur proche du nombre de processeurs utilisés (performance liée au caractère explicite du schéma en temps).

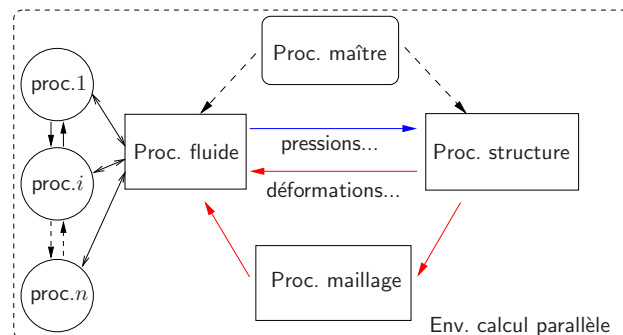


Figure 17 – Schéma simplifié du processus informatique de couplage fluide-structure

7.2 Chaîne complète de traitement numérique pour le couplage fluide-structure

Cette section décrit la chaîne de couplage exposée brièvement dans la section précédente. Elle insiste notamment sur les points fondamentaux qui permettent de distinguer l'usage d'outils couplés d'un usage isolé (fluide seul sur maillage fixe, structure seule). Sont ainsi mis en valeurs les modifications nécessaires à apporter à des codes de calcul standards et les *indicateurs* nécessaires pour s'assurer de la qualité du couplage. Elle insiste plus particulièrement sur les aspects impliqués par le couplage à savoir :

- l’extension des équations de la mécanique des fluides sur des domaines mobiles ;
- l’application du critère de consistance géométrique qui en découle ;
- une technique de déformation rapide du maillage ;
- le choix des variables de transferts et l’analyse du point de vue des transferts énergétiques.

Les aspects classiques, au sens où elles ne résultent pas de la procédure de couplage, seront brièvement présentés (aspect structure essentiellement).

7.2.1 Modèle structure

L’outil de calcul (issu du code Reflex, [8, 9]) est un code aux éléments finis dédié à la résolution du principe fondamental de la dynamique pour des structures élastiques en grands déplacements et grandes rotations. Les caractéristiques principales sont les suivantes :

- le code est développé selon une Formulation Lagrangienne Totale dans le cas de non-linéarités géométriques avec technique de linéarisation de Newton-Raphson [29, 56] ;
- un élément de poutre bidimensionnels en grands déplacements est proposé [29] ;
- un schéma implicite de Newmark-Wilson est utilisé pour l’avancée en temps [36].

7.2.2 Modèle fluide

Cet outil est dédié à la résolution des équations de la mécanique des fluides (visqueux ou non) compressibles sur domaines mobiles. Il s’agit d’un code aux éléments finis basé sur l’utilisation d’éléments de type T3 [56]. Ces caractéristiques sont les suivantes :

- le fluide est supposé compressible et non visqueux pour des écoulements bidimensionnels 2D-plans et 2D-axi ;
- l’intégration en temps est assurée par un schéma explicite de Lax-Wendroff [50] ;
- la stabilité en espace est assurée via une technique de capture de chocs de type FCT [77] pour *Flux Corrected Transport* avec utilisation du limiteur de pente de Zalesak [90] ;
- la stabilité en temps est assurée via un critère de stabilité de type CFL [42] :

$$\Delta t = CFL \times \min \left(\frac{L^e}{|v + c|} \right) \quad \text{avec} \quad CFL < 1, \quad (2)$$

où L^e est une dimension caractéristique du maillage, v et c respectivement la vitesse locale du fluide et la célérité ;

- une technique de maillage mobile respectant la loi de *consistance géométrique* est utilisée [32][57]. Celle-ci permet d’assurer un critère de stabilité sur maillage mobile, équivalent au critère classiquement calculé sur maillage fixe ;
- les conditions aux limites en entrée et sortie sont gérés par la théorie des caractéristiques [24] ;
- le code est parallélisé avec une approche par décomposition de domaines avec duplication des nœuds. Cette technique permet de réduire les temps de calcul, le caractère explicite du schéma en temps permettant d’envisager une réduction du temps CPU avec un facteur très proche du nombre de processeurs utilisés.

Les sous-sections suivantes décrivent les points particuliers qui résultent de l’extension d’un code *classique* de mécanique des fluides (sur maillages fixe) aux maillages déformables au cours du temps.

Equations de la mécanique des fluides sur domaines déformables. Pour un domaine fixe, les lois de la mécanique des fluides sont généralement basées sur une formulation *eulérienne*,

à savoir du point de vue d'un observateur fixe qui observe l'écoulement [19, 23].

Pour les domaines fluides dont certaines parois (flexibles) sont amenées à être déformées, le point de vue eulérien n'est plus généralisable à tout l'écoulement. Pour des cas de fortes mobilités, l'intérieur même du domaine doit alors s'adapter en conséquence pour assurer la continuité cinématique des frontières [64].

Le déplacement d'une paroi n'aura pas seulement un effet local, mais global puisque de proche en proche, son effet se fera ressentir, effet plus ou moins important selon la distance à cette paroi. Les calculs étant effectués de manière discrète par l'intermédiaire de maillages, il s'ensuit donc une remise à jour régulière des positions internes des nœuds du domaine. Nous parlerons alors de *maillages mobile* (voir Figure 18) en introduisant une vitesse de maillage $\vec{w}(x, y)$ [74].

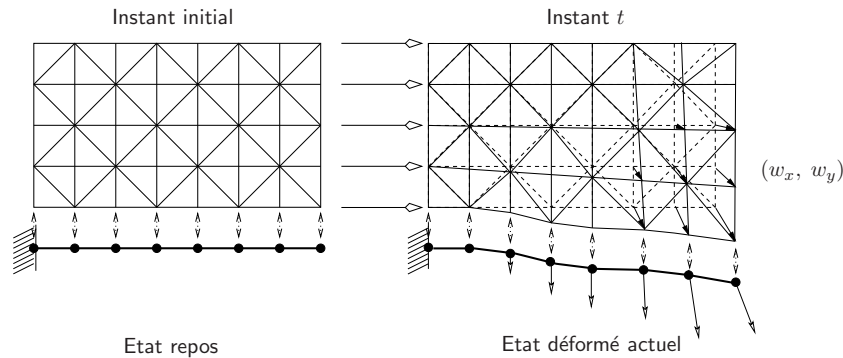


Figure 18 – Mobilité du maillage fluide résultant de l'adéquation des frontières communes

Cette mobilité du maillage ne doit cependant pas influencer sur la physique du problème, en générant par sa propre vitesse un champ parasite qui se superposerait aux champs de variables.

Aussi, pour assurer l'aspect conservatif des équations de la mécanique des fluides, ces dernières devront être modifiées en conséquence en adoptant une approche non plus exclusivement eulérienne, mais avec prise en compte du champ de vitesses du maillage, à savoir une formulation *Lagrangienne Eulerienne Arbitraire* (ALE en anglais). Cette approche repose sur deux espaces d'intégration :

1. l'espace réel évolutif au cours du temps $(x(t), y(t))$;
2. un espace de référence fixe (ξ, η) (analogue à ceux usuellement utilisés en éléments finis).

C'est sur ce second espace que les équations générales sont écrites.

Les équations de la mécanique des fluides regroupent les principes de continuité, du principe fondamental de la dynamique et du premier principe de la thermodynamique. Plus concrètement, elles résultent des bilans de :

1. la masse ;
2. la quantité de mouvement ;
3. l'énergie.

Pour un fluide non visqueux et compressible, elles s'écrivent sur l'espace de référence (ξ, η) :

$$\frac{\partial}{\partial t} \{JU\} \Big|_x + J \left(\frac{\partial \{F_x\}}{\partial x} + \frac{\partial \{F_y\}}{\partial y} \right) = \{0\}, \quad (3)$$

où :

- $\{U\}$: variables conservatives
- $\{F_x\} = \{F_{cx}\} - w_x \{U\}$: flux convectif corrigé selon x

- $\{F_y\} = \{F_{cy}\} - w_y\{U\}$: flux convectif corrigé selon y

avec :

$$\{U\} = \begin{Bmatrix} \rho \\ \rho u \\ \rho v \\ \rho e \end{Bmatrix}, \quad \{F_{cx}\} = \begin{Bmatrix} \rho u \\ \rho u^2 + p \\ \rho uv \\ (\rho e + p)u \end{Bmatrix} \quad \text{et} \quad \{F_{cy}\} = \begin{Bmatrix} \rho v \\ \rho v^2 + p \\ (\rho e + p)v \end{Bmatrix},$$

avec ρ la masse volumique, u et v les composantes du vecteur vitesse dans le système (x, y) , e l'énergie totale par unité de masse et p la pression locale donnée d'après la loi d'état des gaz parfaits :

$$p = \rho \mathcal{R} T = (\gamma - 1) \left(\rho e - \frac{1}{2} \rho (u^2 + v^2) \right),$$

avec la température T , $\gamma = 1.4$ et la constante des gaz parfaits $\mathcal{R} = 287 \text{ m}^2 \cdot \text{s}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}$.

Le paramètre $J = |J|$ définit ici le jacobien de la transformation $[J]$ entre l'espace réel mobile et l'espace de référence fixe dans lequel seront effectués tous les calculs d'intégration lors de la phase de discrétisation par éléments finis :

$$[J(x, y, t)] = \frac{d\vec{x}(\xi, t)}{d\vec{\xi}} \quad \text{tel que} \quad \int_{x(t), y(t)} f(x, y, t) dx dy = \int_{\xi, \eta} f(\xi, \eta, t) J d\xi d\eta.$$

La mobilité du maillage s'exprime via les termes de flux corrigés $w_x\{U\}$ et $w_y\{U\}$ où w_x et w_y désignent respectivement les composantes locales du champ de vitesses du domaine de calcul (qui deviendront après discrétisation, les vitesses nodales du maillage déformables).

Importance de la formulation ALE. Cette correction apportée aux termes de flux est absolument fondamentale pour assurer la conservation des échanges de masse, de quantité de mouvement et d'énergie au travers d'une section mobile. A des fins d'illustration, il est possible d'argumenter ce point en utilisant une analogie 1D sur la mesure d'une intensité dans un câble parcouru par un champ électrique (voir Figure 19) au moyen d'une sonde mobile de vitesse \vec{w}_x . Le flux d'électrons $F(q)$ est ici une grandeur scalaire et pour une sonde fixe, il est défini par :

$$F(q) = \int_S q \times \vec{v} \cdot \vec{n} dS, \quad (4)$$

avec q la charge par électron et \vec{v} la vitesse des électrons. La normale \vec{n} est associée à la sonde et permet de définir le signe du flux.

: Trois différents cas sont ici considérés :

- une sonde fixe (approche eulerienne) ;
- une sonde mobile de vitesse $\vec{w}_x = \vec{v}$ (approche lagrangienne) ;
- une sonde mobile de vitesse $\vec{w}_x = -2 \times \vec{v}$ (approche ALE).

Les mesures sont illustrées sur chacune des figures par une graduation de type ampèremètre au dessus de la sonde.

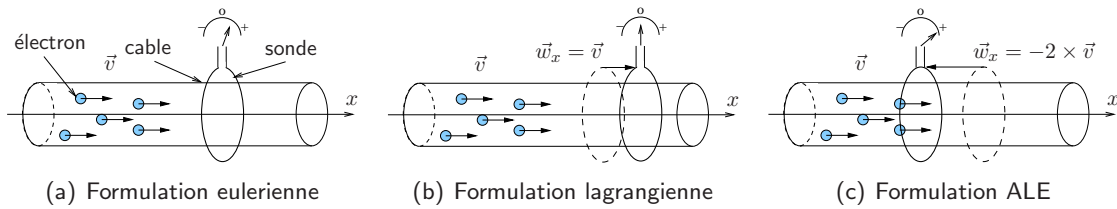


Figure 19 – Analogie électrique pour la mesure d'intensité selon la mobilité de la sonde

Une mesure correcte du flux implique donc la prise en compte de la vitesse de la sonde telle que :

$$\tilde{F}(q) = \int_S q \times (\vec{v} - \vec{w}_x) \cdot \vec{n} dS.$$

expression qui vérifie bien le fait que le flux mesuré est nul, pour le cas $\vec{w}_x = \vec{v}$.

Critère de consistence géométrique. Un article de référence sur les maillages mobiles s'est imposé suite à l'introduction de la *loi de conservation géométrique* (GCL en anglais) par P. D. Thomas & C. K. Lombard (1979) [88]. Celui-ci fut en fait la redécouverte de la *Space Conservation Law* émise par J. G. Trullio & K. R. Trigger en 1961. Par la suite, I. Demirdzic [28][27] montra que le non respect de cette loi, pouvait, dans des cas de fortes mobilités du maillage, générer des puits ou sources de masse et contribuer à l'apparition d'oscillations numériques ainsi que l'apparition de champs de vitesses parasites.

Les travaux de [37] ont depuis mis en lumière le fait que respecter la loi GCL permettait de conserver des critères de stabilité en temps et en espace équivalents à ceux usuellement rencontrés pour les cas de maillages fixes.

La démonstration et une validation numérique de ces critères sont renvoyés en annexe A.

7.2.3 Déformation rapide de maillage : Moving Submesh Approach

Cette méthode a fait l'objet d'une publication [55]. Elle est ici brièvement explicitée et illustrée et détaillée en annexe B.

Principes Un calcul de type couplage fluide-structure requiert après chaque pas de calcul, une adaptation du maillage fluide aux frontières mises-à-jour par le code de structure. Dans le cas des grands déplacements de frontières, il est alors nécessaire de disposer d'une technique de déformation du maillage fluide. Bon nombre de techniques sont possibles, citons principalement les approches :

1. analytiques ou d'interpolation [51] ;
2. de type laplacien et bi-harmonique [40] ;
3. par analogie *masses-ressorts* : [6][7][17][49][21] et [12] pour une synthèse globale ;
4. par analogie avec un pseudo-matériaux [5][61][46][47].
5. avec des éléments finis dits *spatio-temporels* [86].

La méthode *Moving Submesh Approach* abrégée par MSA, ne consiste pas à développer une $n^{\text{ième}}$ méthode mais à améliorer les approches 3. et 4. afin de réduire significativement les temps de calculs alloués à la déformation du maillage fluide.

La méthode proposée ici est basée sur l'analogie du maillage *fluide* avec une pseudo structure (approche 4.) mais avec une approche de type multigrille : le domaine de calcul est découpé en

un nombre restreint de "zones" géométriquement simples traitées comme des éléments finis à part entière. Ces zones définissent en quelques sortes des "super-éléments". La génération de ce *pseudo-maillage* (encore appelé *maillage grossier*) repose toutefois sur deux exigences :

- [C1.] être composé exclusivement d'éléments de topologie triangulaire ;
- [C2.] respecter exactement les frontières du maillage *fluide*.

La procédure MSA repose alors sur le déroulement des quatre phases successives :

[Phase 1.] génération du maillage fin ;

[Phase 2.] génération du maillage grossier ;

Boucle de calcul en temps

[Phase 3.] déformation du maillage grossier en imposant les déplacements connus sur l'intégralité des frontières ;

[Phase 4.] interpolation au sens des éléments finis, des déplacements des nœuds du maillage fin par projection directe sur le maillage *grossier*.

Sortie de boucle

Originalités de l'approche Plusieurs avantages découlent de cette approche :

- [A1.] la génération du maillage *grossier* bénéficie des mêmes outils que le maillage *fluide* ;
- [A2.] dans de nombreux cas, il est possible de constituer un maillage grossier ne comportant que des nœuds sur la frontière, évitant aussi la Phase 1. de calcul de déformation élastique ;
- [A3.] l'utilisation d'un maillage grossier, par les rigidités numériques accrues qui en résultent¹², permet de s'affranchir des problèmes de croisement de mailles rencontrés avec l'approche classique de pseudo-matériaux [55, 46] (voir Figure 23).

La figure 20 illustre la procédure appliquée au cas d'un maillage composé d'éléments quadrangulaires. Le nombre d'éléments retenu est ici limité à des fins d'illustrations. La structure déformable est ici assimilée à une poutre rigide qui subit une translation dans les deux directions ainsi qu'une rotation.

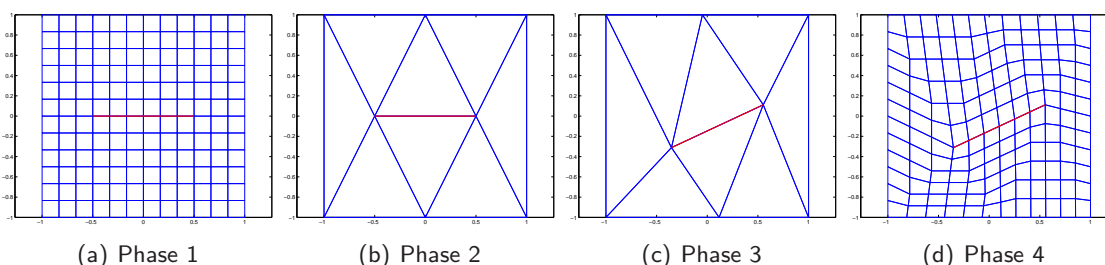


Figure 20 – Illustration de la méthode MSA sur un maillage composé d'éléments de types Q4

Les deux maillages du haut illustrent respectivement le maillage grossier avant et après déformation, ceux du bas les maillages *fins* respectifs. Cette approche ne se limite pas aux seuls éléments quadrangulaires, comme en témoigne la Figure 21 avec un maillage composé d'éléments triangulaires pour un cas de déformation élastique de la poutre.

¹²la rigidité numérique est proportionnelle à l'aire de l'élément fini

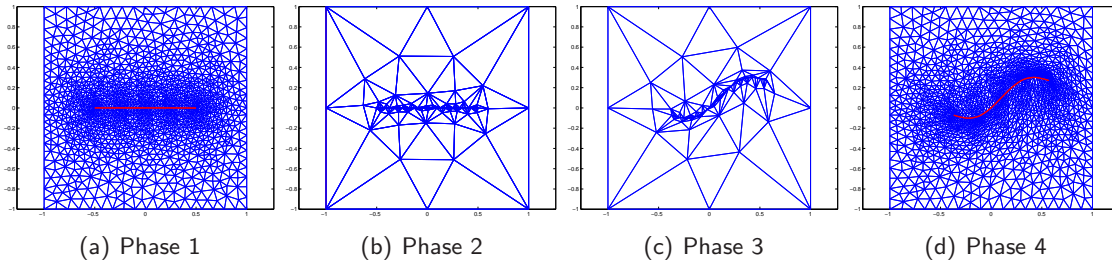


Figure 21 – Illustration de la méthode MSA pour un maillage composé de T3 avec déformation élastique

Il faut ici noter le respect de la condition [C2.] par l'enrichissement du maillage grossier au voisinage de la paroi flexible.

Dans le cas de structures plus *complexes* non élastiques et subissant des mouvements de corps rigides, la méthode MSA permet l'*encapsulation* de cette dernière dans une *boîte virtuelle* comme illustré Figure 22.

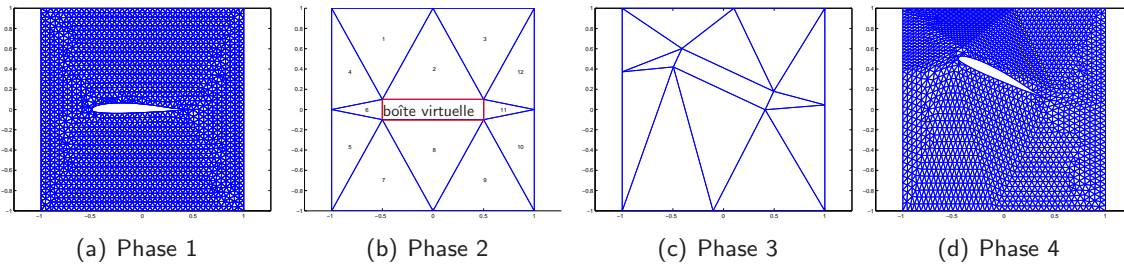


Figure 22 – Illustration avec un profil : rotation -25 deg., déplacement $(0.0, +0.3)$

Un *zoom* permet notamment de montrer l'effet bénéfique de cette approche qui, comparée à l'approche pseudo-matériau classique (à savoir la résolution de la déformation élastique directement menée sur le maillage fin), réduit le risque d'écrasement des mailles au voisinage du profil (voir Figure 23).

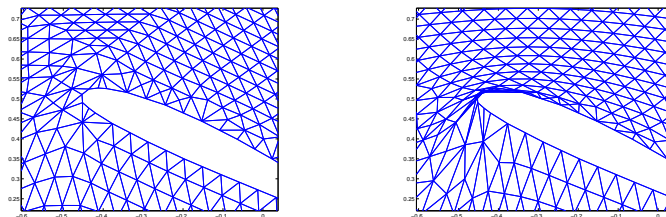


Figure 23 – Méthode MSA avec encapsulage - Approche classique sans encapsulage

Enfin, il a pu être observé que la qualité du maillage fin déformé était inversement proportionnelle à la taille du maillage grossier : plus ce maillage est délibérément relâché, meilleur en est le résultat. Ceci peut s'expliquer en raison du fait que la *rigidité numérique* d'un maillage est proportionnelle à la taille des éléments finis qui le composent, un maillage non convergé tendant à nettement surestimer la *rigidité réelle* du système : c'est cette caractéristique qui est ici mise à profit dans la technique MSA.

Pour s'en convaincre, il suffit de mesurer des critères de qualité (au sens géométrique) d'un maillage fin déformé résultant de la technique MSA, elle-même combinée à différentes tailles de maillages grossiers. La qualité d'un maillage peut être estimée à partir des indicateurs suivants [46] :

$$f_A^e = \left| \log \left(\frac{A^e}{A_0^e} \right) / \log(2.0) \right|, \quad f_{AR}^e = \left| \log \left(\frac{AR^e}{AR_0^e} \right) / \log(2.0) \right|,$$

l'indice 'o' se référant au maillage initial non déformé. Les paramètres f_A^e et f_{AR}^e mesurent respectivement les variations élémentaires d'aires et de formes d'un élément e : une valeur de 1 traduit une qualité optimale, une valeur supérieure à 1, une qualité réduite. Le paramètre AR^e définit l'aspect de l'élément par le rapport des surfaces :

$$AR^e = \frac{(l_{max}^e)^2}{A^e}$$

où l_{max}^e est la mesure du plus grand côté de l'élément e . Ces critères de qualité ont été calculés pour trois tailles différentes de maillage grossier : 8, 130 et 2970 nœuds, le troisième cas, correspondant au maillage fin. Le domaine considéré est similaire à celui illustré Figure 20 mais composé d'éléments triangulaires. Les résultats sont résumés dans le Tableau 2.

Taille du maillage grossier	Valeur maximale de f_A^e	Valeur maximale de f_{AR}^e	Temps CPU normalisé
Cas 1 : 8 zones	1.13	1.45	1
Cas 2 : 130 zones	3.67	4	5.8
Cas 3 (=fin) : 2970 zones	64.26	41	17.5

Tableau 2 – Critères de qualité de maillages déformés pour différentes tailles de maillage grossier

Le temps CPU figurant sur la dernière colonne est normalisé par rapport au temps CPU absolu mesuré pour le *Cas 1*. Ces valeurs sont toutefois relatives aux techniques de stockage de matrices employées (pleine dans notre cas). Les critères de qualité sont cependant indépendants de ces dernières et mettent ici clairement en évidence l'influence du choix du maillage grossier sur la qualité du maillage fin après déformation.

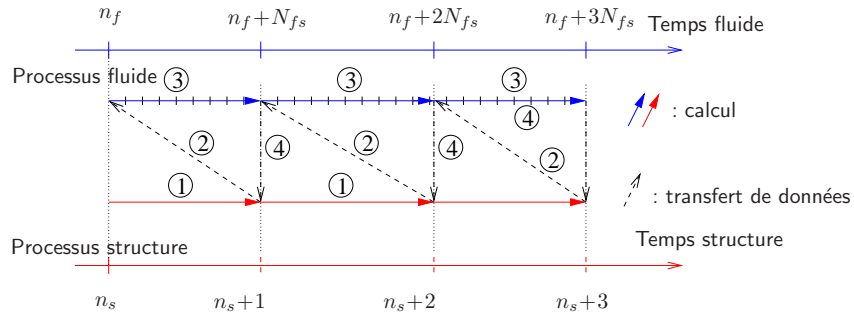
Pour de plus amples détails sur la technique MSA, se référer à l'annexe B.

7.2.4 Principaux schémas de couplage 'faible'

Une première classe de schémas porte sur des algorithmes dits *décalés* [33, 13]. Deux schémas sont les plus *couramment* employés.

Algorithme de couplage CSS standard. Le schéma basé sur l'algorithme de couplage CSS pour *Conventional Serial Staggered* [76] est illustré Figure 24. La *lecture* de ce schéma est la suivante :

1. le code structure détermine la mise-à-jour (X^{n+1}, Y^{n+1}) de l'état de la structure à $(n + 1)$ à partir des données en pressions connues à l'instant (n) ;
2. la structure transmet au fluide les positions et vitesses de l'ensemble des nœuds de la partie flexible de la paroi, (X^{n+1}, Y^{n+1}) et $(\dot{X}^{n+1}, \dot{Y}^{n+1})$;
3. le fluide avance de N_{fs} pas de temps fluide pour se recalculer par rapport au nouvel état de la structure ;
4. le fluide transfère au code structure le nouveau profil de pression ;
5. retour étape 1.

Figure 24 – Principe de l'algorithme CSS *standard* [76]

Ce schéma permet d'assurer à chaque instant, la compatibilité cinématique $u_f^{n+1} = u_s^{n+1}$ entre les frontières communes des maillages *fluide* et *structure*. Le principal défaut de ce schéma est qu'il offre une précision inférieure à celles des solveurs fluide et structure employés et un domaine de stabilité réduit [76]. L'utilisation de ce schéma requiert donc une fréquence de mise-à-jour élevée à savoir l'emploi de faibles valeurs pour le paramètre N_{fs} (~ 10) [52].

Considérations énergétiques.

Rappel 1 La variation totale entre deux instants successifs n et $n + 1$ de l'énergie du système global est la somme des énergies transmises et/ou perdues par le fluide et la structure :

$$E^{n+1} - E^n = \Delta E = \Delta E_f + \Delta E_s,$$

où les indices f et s désignent respectivement le fluide et la structure. Pour un schéma de couplage idéal, au sens conservatif du terme, cette variation s'annule, chacun des termes résultant du travail des efforts de pression sur une paroi en déplacement :

$$\Delta E_f \equiv \Delta E_s = \int_t^{t+\Delta t} \left(\int_{\text{paroi}} P(\vec{x}, t) \vec{w} \cdot \vec{n} dS \right) dt,$$

où $P(\vec{x}, t)$ est la valeur locale de pression statique, \vec{w} la vitesse pariétale locale et \vec{n} la normale locale à la paroi.

Pour le schéma *CSS Standard*, l'état de la structure à l'instant $n + 1$ est déterminé à partir du champ de pression P^n pris à l'instant n alors qu'il est régulièrement remis-à-jour par le code fluide au cours des N_{fs} pas de calcul fluide. Il s'en suit que le principe d'action-réaction n'est donc pas assuré : la force *développée* par le fluide pour avancer de Δt_s est différente de celle qui a permis d'amener la structure au même état. A savoir que, par unité de surface, les quantités de mouvement *élémentaires* échangées sur l'intervalle de temps Δt_s , permettent d'écrire :

$$\begin{aligned} \text{Force (Fl.} \rightarrow \text{St.)} &\propto -\Delta t_s \times P_e^n, \\ \text{Force (St.} \rightarrow \text{Fl.)} &\propto \sum_{i=n}^{n+N_{fs}-1} \Delta t_f \times P_e^i = \Delta t_s \times \frac{1}{N_{fs}} \sum_{i=n}^{n+N_{fs}-1} P_e^i, \end{aligned}$$

où Force (Fl. \rightarrow St.) traduit la force transmise par le fluide à la structure et Force (St. \rightarrow Fl.) la force calculée par le code fluide au cours des N_{fs} pas de calcul. On en déduit alors :

$$\Rightarrow \text{Force (Fl.} \rightarrow \text{St.)} + \text{Force (St.} \rightarrow \text{Fl.)} \neq 0 !$$

De plus, pour une structure composée de $nelt$ éléments, il est possible de montrer qu'entre deux instants successifs n et $n + 1$, la variation d'énergie totale du système (fluide+structure) s'écrit [75] :

$$\begin{aligned} E^{n+1} - E^n &= \Delta E_f + \Delta E_s \\ &= \sum_{e=1}^{nelt} \left[\frac{1}{N_{fs}} \sum_{i=n}^{n+N_{fs}-1} P_e^i - P_e^n \right] ((X^{n+1} - X^n)n_x + (Y^{n+1} - Y^n)n_y) \\ &\neq 0. \end{aligned}$$

Nous remarquons que la conservation d'énergie ne peut être exactement assurée que pour le cas $N_{fs} = 1$ qui ne présente aucun intérêt du fait qu'il contraint la structure à évoluer sur le même pas de temps que le fluide. Ce cas augmente de façon considérable le temps CPU alloué aux échanges de données entre les codes ainsi que le temps CPU dédié à la résolution dynamique de la structure.

Enfin, pour $N_{fs} \neq 1$ la variation totale de l'énergie (et donc l'erreur commise) est proportionnelle à la différence entre deux géométries successives.

Algorithme de couplage CSS généralisé Pour compenser les limites du schéma CSS standard, une version généralisée introduit une phase itérative de type *prédiction / correction* [14], améliorant ainsi la précision du schéma couplé mais au détriment du temps de calcul. Ce schéma est connu sous le nom de CSS généralisé (*generalized Conventional Serial Staggered* [76]) et est illustré Figure 25. La lecture de ce schéma est la suivante :

1. le code structure détermine une solution estimée $(\tilde{X}^{n+1}, \tilde{Y}^{n+1})$ de l'état de la structure à $(n + 1)$ à partir des données en pressions à l'instant (n) ;
2. la structure transmet au fluide les positions et vitesses de l'ensemble des noeuds de la partie flexible de la paroi, $(\tilde{X}^{n+1}, \tilde{Y}^{n+1})$ et $(\tilde{X}^{\tilde{n}+1}, \tilde{Y}^{\tilde{n}+1})$;
3. le fluide avance de N_{fs} pas de temps fluide pour se recalculer par rapport à la structure estimée ;
4. le fluide transmet alors un profil de pression moyenné sur l'ensemble des N_{fs} pas ;
5. la structure calcule alors la solution corrigée à partir de ce nouveau champ de pressions : (X^{n+1}, Y^{n+1}) ;
6. retour étape 1.

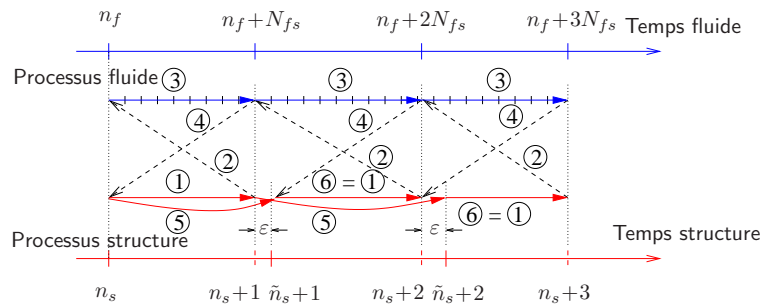


Figure 25 – Principe de l'algorithme CSS généralisé [76]

Ce schéma ne permet cependant pas, contrairement au *CSS Standard*, d'assurer à chaque instant, la compatibilité cinématique entre les frontières communes des maillages *fluide* et *structure*.

Considérations énergétiques. Le schéma *CCS généralisé* s'avère plus conservatif que le schéma *CSS Standard* en termes de transferts d'énergie malgré une compatibilité cinématique non assurée. Les différences entre les géométries estimées et corrigées sont cependant très faibles et un calcul analytique des transferts d'énergies permet d'expliquer ces améliorations en tous points.

La force exercée par la structure sur le fluide résulte de la sommation des champs de pressions successifs calculés au cours des N_{fs} pas de calcul fluide, à savoir :

$$\text{Force (St.} \rightarrow \text{Fl.)} \propto \frac{\Delta t_s}{N_{fs}} \sum_{i=n}^{n+N_{fs}-1} P_e^i.$$

Pour la force exercée par le fluide sur la structure, celle-ci s'exprime à l'aide de données en pression résultant du même processus que pour le fluide, soit :

$$\text{Force (Fl.} \rightarrow \text{St.)} \propto -\frac{\Delta t_s}{N_{fs}} \sum_{i=n}^{n+N_{fs}-1} P_e^i,$$

d'où :

$$\Rightarrow \text{Force (Fl.} \rightarrow \text{St.)} + \text{Force (St.} \rightarrow \text{Fl.)} = 0 !$$

vérifiant ainsi le principe d'action-réaction pour ce schéma de couplage.

On peut montrer qu'entre deux instants successifs n et $n + 1$, la variation d'énergie totale du système (fluide+structure) s'écrit [75] :

$$E^{n+1} - E^n = \sum_{e=1}^{nelt} \frac{L}{N_{fs}} \left[\sum_{i=n}^{n+N_{fs}-1} P_e^i \right] ((\epsilon_x^{n+1} - \epsilon_x^n)n_x + (\epsilon_y^{n+1} - \epsilon_y^n)n_y),$$

avec :

$$\epsilon_x^{n+1} = X^{n+1} - \tilde{X}^{n+1}, \quad \epsilon_x^n = X^n - \tilde{X}^n,$$

idem pour la composante Y .

La variation d'énergie totale est donc désormais proportionnelle à la différence de coordonnées entre géométrie estimée et géométrie corrigée.

L'énergie est donc bien mieux conservée et le principe d'action-réaction exactement vérifié pour ce schéma, bien que les compatibilités cinématiques en déplacements et vitesses ne soient pas exactement assurées.

Choix du profil de pression transféré. La remise à jour régulière de la structure étant effectuée toutes les N_{fs} itérations fluide, plusieurs choix de transfert de profils de pression sont possibles.

A ce sujet, il peut être utile de se reporter au rapport de thèse de S. Piperno référencée [75] qui traite ce problème sur une multitude d'exemples.

Globalement, nous pouvons principalement citer trois possibilités :

1. Une première basée sur le profil de pression moyennée sur un cycle de N_{fs} pas de calcul fluide (indices s et f respectivement pour *structure* et *fluide*) :

$$\bar{P}_s(\vec{x}) = \frac{1}{N_{fs}} \sum_{i=n}^{n+N_{fs}-1} P_f(\vec{x}, t^n + i \times \Delta t_f),$$

2. la seconde par la connaissance du dernier profil de pression calculé :

$$P_s(\vec{x}, t^{n+1}) = P_f(\vec{x}, t^{n+1}).$$

3. Une troisième solution est proposée dans [75], approche basée sur des considérations énergétiques où le profil est déterminé de telle sorte qu'il minimise les pertes énergétiques lors des transferts fluide-structure :

$$\bar{P}_{corr} = 2 * \bar{P}_s(\vec{x}) - P_s(\vec{x}, t^n).$$

Des simulations de de couplage [52] sur cas de *flutter* ont conclu que la première solution était la moins précise et la moins stable de toutes à moins de considérer des remises-à-jour fréquentes ($N_{FS} \approx 5 - 10$). Quant aux deux dernières méthodes, elles semblent évoluer de manière identique, la dernière étant cependant plus stable et permet en complément du schéma CSS généralisé, de minimiser l'écart des transferts d'énergie entre le fluide et la structure [75].

Enfin, respecter simultanément la loi GCL et la continuité des positions et des vitesses du fluide et de la structure à l'interface n'est pas évident. Lesoinne et Farhat [59] ont proposé un algorithme dit ISS pour (*Improved Serial Staggered*) répondant à l'ensemble de ces contraintes. Ces algorithmes reposent sur des intégrations du fluide et de la structure aux instants ($t^{n-1/2}, t^{n+1/2} \dots$) et ($t^n, t^{n+1} \dots$) respectivement.

Enfin, il faut noter que des difficultés similaires (en terme de conservation de l'énergie, dans l'espace cette fois) existent si les maillages du fluide et de la structure ne coïncident pas à l'interface [33, 20, 65].

7.2.5 Indicateurs de qualité de couplage

Afin d'assurer un transfert conservatif des énergies entre le fluide et la structure, chaque code doit intégrer au cours du temps, le calcul d'indicateurs basés sur leurs énergies respectives, à savoir :

- Code fluide : il calcule l'impulsion caractérisée par le travail des efforts de pression au cours du mouvement de ses frontières mobiles entre deux instants consécutifs, soit :

$$\mathcal{I} = b \times \sum_{e=1}^{nelt} \int_{L_e} p(s, t) \vec{u}(s, t) \cdot \vec{n}(s) ds \quad [\text{Joules}],$$

avec $p(s, l)$ et $\vec{u}(s, t)$ resp. la pression locale et le déplacement local à la paroi et $\vec{n}(s)$ la normale à la paroi. La sommation est effectuée sur l'ensemble des éléments finis (de longueur L_e) constituant la paroi. Le terme b est la profondeur supposée unité pour le respect des unités.

- Code structure : l'énergie mécanique de la structure est la somme de l'énergie cinétique :

$$E_c = \frac{1}{2} \sum_e^{nelt} \langle \dot{u}^e \rangle [M_e] \{ \dot{u}^e \}, \quad [\text{Joules}],$$

où les \dot{u}^e correspondent aux composantes nodales de la vitesses. L'énergie interne est calculée par :

$$E_i = \frac{1}{2} \sum_e^{nelt} \langle u^e \rangle [K_e] \{ u^e \}, \quad [\text{Joules}],$$

où les u^e correspondent aux composantes nodales du déplacement. Les matrices $[M_e]$ et $[K_e]$ désignent *resp.* les matrices élémentaires de masse et de rigidité.

La conservation est assurée lorsqu'au cours du calcul, on vérifie "au mieux" l'égalité :

$$\mathcal{I} = E_c + E_i.$$

Les schémas respectifs associés aux deux codes de calcul étant différents, ordre 1 en temps pour le fluide et 2 pour la structure, cette égalité n'est donc pas vérifiée exactement. L'écart doit cependant rester inférieur à un niveau donné.

Les publications traitant des problèmes de couplage fluide-structure ont cependant à quelques exceptions près, rarement recours à ces indicateurs pour justifier la qualité des couplages présentés.

7.2.6 Sensibilité au paramètre de remise-à-jour N_{fs}

Le paramètre N_{fs} correspond au nombre de pas *fluide* calculés entre deux remise-à-jour successive de la structure.

Contrainte imposée par des considérations sur la structure. Sa valeur est bornée par une limite estimée à partir de considérations portant sur la précision du schéma en temps du code *structure*, elle-même associée à une période *caractéristique* T_{car} (en secondes) [36] :

$$dt_{structure} = \frac{T_{car}}{\alpha} = N_{fs} \times dt_{fluide}, \quad (5)$$

où $dt_{structure}$ et dt_{fluide} correspondent aux incréments en temps des schémas relatifs à la structure et au fluide. Le paramètre α est un entier caractérisant la discrétisation de la période la plus petite de la structure. Plus α est important, meilleure sera la discrétisation. Cet aspect est illustré sur les figures 26(a-d) en affichant notamment :

1. une évolution harmonique d'une vitesse \vec{V} (courbes en traits pleins) et l'énergie cinétique correspondante (traits pointillés) $E_c \propto V^2$ avec une qualité de signal plus rapidement dégradée pour cette dernière ;
2. un rapport deux entre les périodes des deux courbes ;
3. une qualité d'approximation toujours plus faible pour l'énergie par rapport à la vitesse, pour différentes valeurs de α .

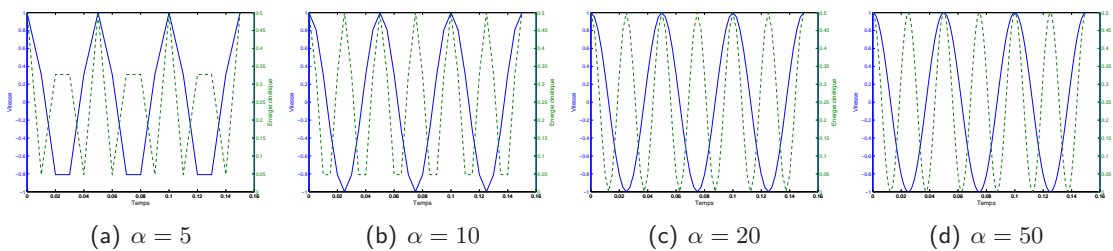


Figure 26 – Influence de $\alpha = 5, 10, 20$ et 50 sur la discrétisation de la vitesse et de E_c

Important 1 La stabilité d'un couplage reposant sur des échanges d'énergies cinétiques et potentielle, ce sont donc les périodes associées aux énergies qui doivent être considérées pour estimer la valeur du paramètre N_{FS} .

La période caractéristique de la structure est généralement assimilée à la plus petite période propre T_{min} de la structure. Si la qualité du couplage est contrôlée par des échanges énergétiques, c'est donc la moitié de cette période qu'il nous faut considérer, l'énergie cinétique étant directement associée à $1/2 \times T_{min}$.

Les ordres de grandeurs classiques sont ($T_{min} \sim 10^{-2} s$, $dt_{fluide} \sim 10^{-6} s$), ce qui conduit à une valeur théorique maximale $N_{fs} = 500$ d'après l'équation (5) pour un fluide compressible.

Contrainte imposée par des considérations sur le fluide. Il a été observé que ce critère pouvait aussi être fortement influencé par la complexité de l'écoulement en présence :

- pour des calculs CFS n'impliquant pas d'ondes de chocs, tel que les cas de validations classiques par le *flutter* en écoulement supersonique sur une plaque plane flexible [35, 30, 11], l'usage du schéma CSS généralisé avec des valeurs élevées de $N_{fs} = 100, 200\dots$ était possible.
- pour des écoulements en présence d'une onde de choc stabilisée (tuyère sur-détendue par exemple), il est nécessaire de fortement réduire le paramètre $N_{fs} \sim 10, 20$ pour assurer la conservation des transferts d'énergie entre le fluide et la structure et éviter une instabilité numérique de couplage.

Afin d'illustrer ce point, les énergies échangées (Energie mécanique et impulsion) au cours du temps entre un écoulement sur-détendu et une tuyère rigide avec un mouvement de corps rigide en rotation sur son axe (régime libre, voir description Figure 46), sont illustrés Figure 27 (a) et (b) pour $N_{fs} = 20$ et 50.

La courbe du bas illustre la différence des énergies censée être nulle pour un schéma de couplage parfaitement conservatif.

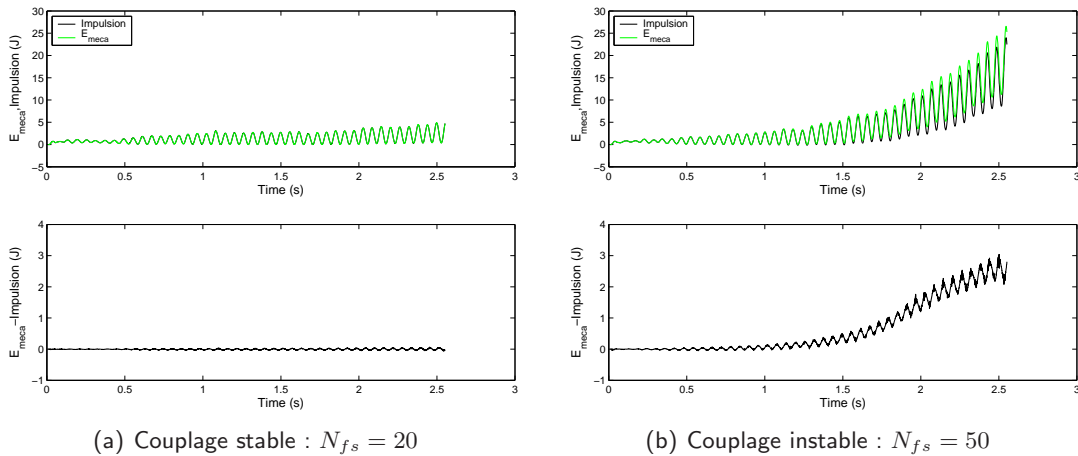


Figure 27 – Calculs CFS d'une tuyère sur-détendue en rotation forcée

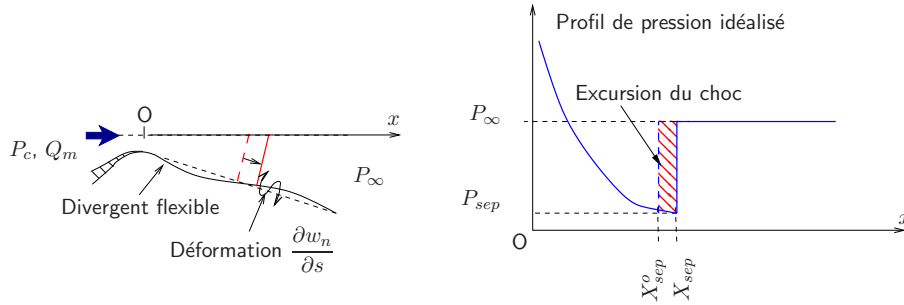
A l'issue de 150 000 pas de calcul *fluide*, la différence des énergies est inférieure à 1 % pour le premier cas et de 10 % pour le second cas. Pour ce dernier, il est aussi observé une déviance par rapport à l'axe de la différence des énergies (supposée être de moyenne nulle), ce qui traduit la création d'énergie à l'origine de l'instabilité de couplage.

7.3 Modèle de stabilité aéroélastique appliqué aux moteurs fusée

Celui-ci a fait l'objet d'une première publication en 1994 [73] et est usuellement connu sous l'appellation de modèle de Pekkari. Ce modèle a été développé pour prédire le décalage en fréquences des modes aéroélastiques¹³ d'une structure flexible sollicitée par un choc.

Remarque 1 Pour faciliter la lecture de cette section et donc sa compréhension, une introduction générale aux principes de fonctionnement d'un moteur fusée et de ses problématiques industrielles est proposée section §8.1.

La clé du modèle tient dans son choix de la modélisation de la pression de l'écoulement qui subit une détente du col jusqu'en amont du choc puis est ramené à la valeur de la pression atmosphérique en aval du choc (cf. Figure 28).



L'effet de la déformée du moteur, suite à un déplacement \vec{w} de pente normale $\frac{\partial w_n}{\partial s}$, est quant à elle prise en compte par l'extension de la *théorie du piston* à la *Small Perturbation Theory* [4, 60, 38]. Mathématiquement, la pression pariétale $p(x, \vec{w})$ s'obtient alors en regroupant les expressions suivantes

$$p(x, \vec{w}) = \begin{cases} p_\infty(x) + \frac{\rho_\infty U_\infty^2}{\sqrt{M_\infty^2 - 1}} \frac{\partial w_n}{\partial s} = p_\infty(x) + P_c \mathcal{B} \frac{\partial w_n}{\partial s}, & x < x_{sep}, \\ p(x_{sep}) = p_{sep}, \text{ telle que } \frac{p_{sep}}{p_{atm}} = 0.3, 0.4, \dots & x = x_{sep}, \\ p_{atm}, & x > x_{sep}, \end{cases} \quad (6)$$

où $p_\infty(x)$ est la pression statique résultant de la détente des gaz (calculée analytiquement [19]), p_{atm} la pression atmosphérique et P_c la pression de chambre. Les variables ρ_∞ , U_∞ et M_∞ définissent respectivement la densité, la vitesse axiale et le nombre de Mach locaux. La position du choc est repérée par x_{sep} . Le terme \mathcal{B} représente quant à lui un coefficient de décalage en pression [68]. Il peut être ramené sous la forme

$$\mathcal{B} = \frac{p(x, \vec{w}) - p_\infty^o(x)}{P_c \frac{\partial w_n}{\partial s}} \quad (7)$$

Important 2 Cette étude portant sur la notion de stabilité, seuls les efforts aérodynamiques résultants du déplacement du choc, seront pris en compte, à savoir :

$$\int_{x_{sep}^o}^{x_{sep}} \vec{f}_a ds = \vec{n} (p_{atm} - p_{sep}) (x_{sep} - x_{sep}^o),$$

où x_{sep}^o est la position initiale du choc et \vec{n} la normale extérieure à la paroi.

¹³ modes propres devenus aéroélastiques en raison du couplage

De manière générale, l'approximation par éléments finis de l'équilibre d'une structure flexible conduit au système :

$$[M]\{\ddot{W}\} + [K]\{W\} = \{F\}, \quad (8)$$

avec $[M]$ et $[K]$ respectivement les matrices de masse et de rigidité, $\{W\}$ et $\{\ddot{W}\}$ les vecteurs déplacements et accélérations aux noeuds du domaine et $\{F\}$ le vecteur sollicitation résultant du couplage avec l'aérodynamique. Ce dernier peut s'exprimer sous la forme d'un produit d'une matrice de rigidité aérodynamique $[K^*]$ (non symétrique) par le vecteur des déplacements nodaux de la structure $\{W\}$. En effet, il est possible de montrer [58] que

$$\begin{aligned} \langle \delta W \rangle \{F\} &= \langle \delta W \rangle [K^{aero}] \{W\} = \int_{x_{sep}^o}^{x_{sep}} \delta \vec{w} \cdot \vec{n} (p_a - p_{sep}) dS, \\ &\approx \langle \delta W \rangle \frac{\mathcal{B}}{-\left(\frac{dp_\infty}{dx}\right)_J} \langle \delta W \rangle (p_a - p_{sep}) \frac{\rho_\infty U_\infty^2}{-\left(\frac{dp_\infty}{dx}\right)_J \sqrt{M_\infty^2 - 1}} \begin{pmatrix} n_x \\ n_y \\ 0 \end{pmatrix}_J \frac{\partial W_n}{\partial s} \Big|_J, \end{aligned} \quad (9)$$

où J est l'indice du nœud localisé en x_{sep}^o , n_x et n_y les composantes de la normale au nœud et $\langle \delta W \rangle$ le vecteur des valeurs nodales de la fonction test obtenu par une approche classique en éléments finis.

Le système prend alors la forme homogène classique d'un problème aux valeurs propres :

$$[M]\{\ddot{W}\} + ([K] - [K^{aero}])\{W\} = \{0\}. \quad (10)$$

L'évolution des profils des fréquences aéroélastiques de la structure s'obtient alors par un calcul des fréquences et modes propres pour chaque position du choc en faisant balayer cette dernière le long de la paroi de la tuyère. On pose une solution de la forme générale :

$$\{W(t)\} = \{\bar{W}_j\} e^{i\Omega_j t},$$

où Ω_j est la $j^{\text{ème}}$ fréquence aéroélastique associée au vecteur propre $\{\bar{W}_j\}$. Nous obtenons ainsi :

$$([K] - [K_{aero}] - \Omega_j^2 [M]) \{\bar{W}_j\} = \{0\}. \quad (11)$$

On définit $[X]$ la base modale :

$$[X] = [\{\bar{W}_1\} \dots \{\bar{W}_j\} \dots]. \quad (12)$$

Le modèle de Pekkari dont est issu celui-ci, considère que les modes propres restent inchangés et correspondent à ceux du système homogène, seules les fréquences propres variant, soit :

$$\Omega_j^2 = \langle \bar{W}_j \rangle [K - K_{aero}] \{\bar{W}_j\}. \quad (13)$$

Ce modèle permet ainsi de déceler des instabilités de type *statique* (analogue au flambement) et correspondant à l'annulation d'une des fréquences aéroélastiques du système.

7.3.1 Extension du modèle aux instabilités dynamiques.

Une version étendue aux instabilités de type *dynamique* a été proposée au cours de mon post-doctorat pour le CNES [52]. Le principe est simple : assurer une remise à jour à la fois des valeurs et des vecteurs propres du système pour toute nouvelle position de choc. Cette approche permet ainsi de déceler des coalescences de modes analogues au *flutter* ce que le modèle de Pekkari est incapable [58]. Ce modèle étendu reste cependant consistant avec le modèle d'origine pour déceler toute annulation d'une fréquence associée à un flambage.

7.3.2 Correction du facteur de décalage aéroélastique

Le modèle de stabilité, qu'il soit standard ou étendu, a tendance à sur-estimer le décalage aéroélastique des fréquences (voir conclusion de la sous-section §8.3.2). Une approche corrective proposée par Östlung [45] permet, à partir d'analyses CFD 2D, d'affiner les résultats du modèle. Pour rappel (voir équation 7), ce coefficient de décalage \mathcal{B} est donné par :

$$\mathcal{B} = \frac{p(x, \vec{w}) - p_{\infty}^{\circ}(x)}{P_c \frac{\partial w_n}{\partial s}}$$

Cette équation indique clairement la dépendance de ce terme à l'égard :

- du degré d'ouverture de la géométrie au cours de sa déformation, ouverture représentée par le terme $\frac{\partial w_n}{\partial s}$;
- de l'écart entre les profils de pression initial et perturbé, respectivement notés $p(x, \vec{w})$ et $p_{\infty}^{\circ}(x)$.

Le principe même de la correction suggérée par Östlung consiste à d'extraire d'analyses CFD, deux profils pariétaux de pression relatifs à deux configurations *légèrement* différentes, puis d'en déduire \mathcal{B} . Les deux configurations géométriques considérées résultent généralement de la géométrie initiale avec pour chacune un degré d'ouverture modifié respectivement de ± 1 degré. L'application de cette correction a été utilisée avec succès pour corriger la surestimation du décalage sur le premier mode (voir sous-section §8.3.2) permettant notamment de mieux corréler les données sur le risque d'instabilité statique. Cette approche semble cependant inefficace pour les modes supérieurs en raison d'une correction basée sur une modification de la géométrie autour du seul premier mode.

7.3.3 Algorithme général

Nous donnons ci-dessous, l'algorithme général pour le calcul systématique des fréquences aéroélastiques d'un divergent. La position du choc de re-compression (car analyse non visqueuse) est pilotée par la pression de chambre P_c .

Initialisation des paramètres :

- Calcul de la valeur de la pression au niveau du choc : $p_{sep} = \eta \times p_{atm}$
- Assemblage de $[K]$ et $[M]$.
- Modèle de Pekkari : calcul de la base modale $[X]$.

Calcul des fréquences aéroélastiques :

Boucle d'indice J sur les nœuds localisés en $x_{sep} = x_J$

1. Extraction de la position du choc x_J .
2. Calcul de la valeur de pression de chambre *ad hoc* P_c .
3. Calcul du coefficient de décalage \mathcal{B} (Eq. 7).
4. Assemblage de $[K_{aero}]$ (Eq. 9).
5. Selon :
 - Modèle de Pekkari : calcul de $\Omega_j(x_J)$ pour $j = 1, \dots, N$ (Eq. 13).
 - Modèle étendu : calcul de $\Omega_j(x_J)$ et $\{\bar{W}_j\}$ pour $j = 1, \dots, N$ (Eq. 11).

Retour de boucle de balayage des nœuds sur l'axe

L'utilisation, l'interprétation et la confrontation des résultats prédits par ce modèle de stabilité avec des calculs issus de la chaîne de couplage (§7.2) font l'objet des sections §8.3 et suivantes.

8 Couplages aéroélastiques dans les propulseurs fusée

Les activités de recherche présentées ci-après sont soutenues par le CNES qui a récemment commandé leur *élargissement* au sein du pôle ATAC (Aérodynamique des Tuyère et Arrières-Corps basé sur un consortium CNES/ ONERA/ SNECMA/ ASTRIUM. Ce pôle est lié au groupe européen FSCD (*Flow Separation Control Device*) constitué en 1998 et regroupant les partenaires Astrium, CNES, DLR, ESTEC, LEA, ONERA, SNECMA et Volvo Aero.

Le CNES a récemment confié à l'ONERA sa volonté de redéfinir un cadre pour la reprise des campagnes de mesures expérimentales sur tuyère réduite dite souple (voir §8.2.2) afin de valider le risque aéroélastique et constituer une base de données pour valider les futurs modèles de calculs. Une précédente campagne en 2001 s'était soldée par la destruction complète de la maquette dès les premières secondes de fonctionnement ! De plus, la politique actuelle du CNES et de l'ESA visant des tuyères à rapports d'ouverture plus importants (tuyères moins rigides), le risque potentiel d'instabilité aéroélastique s'en trouve donc accru.

Les activités de recherche présentées dans cette partie traitent de l'influence des effets aéroélastiques sur le risque potentiel de génération de *charges latérales* destructrices dans les propulseurs flexibles.

Cette partie se conclut par un volet sur les perspectives à venir envisageables pour l'amélioration du modèle de stabilité appliqué aux divergents souples de moteurs fusées.

8.1 Principes de fonctionnement d'un moteur fusée et problématiques industrielles

Cette section à vocation pédagogique, a volontairement été rédigée pour le lecteur non familier avec les moteurs fusée et permet de resituer le contexte du cadre applicatif de la chaîne de couplage présentée section §7 et d'introduire le *vocabulaire* nécessaire à la compréhension des résultats qui en découleront.

8.1.1 Caractéristiques principales

Un lanceur, communément appelé fusée, peut se définir simplement comme un *transporteur de charge utile* dans la *troisième dimension*¹⁴ (altitude ~ 800 km) et constitué de trois organes principaux :

- une charge utile (satellite, humains) ;
- un système de propulsion alimenté de façon autonome par des réservoirs embarqués de carburant et de comburant ;
- un système de contrôle de trajectoire (pilotage, centrale inertielle).

La propulsion est généralement assurée par des organes externes (dits *boosters*) qui en assurent 90%, en parallèle d'un ou de plusieurs moteurs de poussée moindre mais destinés à assurer le contrôle de l'orientation du lanceur pendant toute sa trajectoire. Un moteur fusée est une

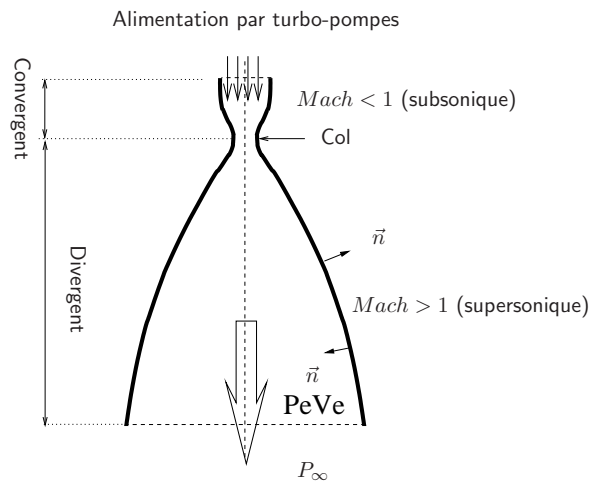
¹⁴Expression qui prit naissance pendant la conquête de la lune dans les années 60

structure mécanique extrêmement complexe. Elle est constituée (dans une version simplifiée) des principaux organes suivants (voir Figure 29(b)) :

- un *convergent* alimenté en amont en débits d'ergols par un ensemble de turbo-pompes afin d'assurer une pression de chambre P_c optimale ;
- un *col* assurant l'amorçage de l'écoulement aux conditions soniques ($Mach^{15}=1$) ;
- un *divergent* dont l'évolution de la section est prévue pour assurer une accélération continue de l'écoulement supersonique en sortie de tuyère. Il est caractérisé par ε , le rapport des sections de sortie et du col.



(a) Moteur Vulcain (doc. SNECMA)



(b) Schéma simplifié

Figure 29 – Moteur fusée

La fusée utilise le principe d'action-réaction en accélérant et éjectant à fort débit massique de sa ou ses tuyères, les gaz issus de la chambre de combustion situés en amont du moteur. Pour les moteurs à propergols liquides (mélange oxydant/réducteur autonome), ceux-ci sont injectés à des débits élevés et sous forte pression de chambre P_c (voir Tableau 3) dans la chambre de combustion grâce à des pompes surpuissantes appelées *turbopompes*.

La combustion est une réaction chimique qui fait intervenir un réducteur (le carburant) et un oxydant (le comburant). Elle est fortement exothermique et porte les gaz résultant de la combustion à des températures de plusieurs milliers de degrés. L'énergie potentielle (chimique) est ainsi transformée en énergies cinétique et thermique avec un rendement pouvant atteindre les 50%.

Les moteurs à propergols liquides (Vulcain2, SSME...) n'apportent qu'une *faible* contribution à la poussée totale nécessaire au décollage de la fusée, celle-ci étant en grande partie assurée par les *boosters* annexes ($2 \times 6\,000$ kN pour Ariane V et $2 \times 12\,000$ kN pour la navette spatiale américaine). Leur rôle est principalement d'assurer le contrôle de la trajectoire par l'action combinée d'un pilote (calculateur, centrale inertielle ...) et de vérins destinés à gérer l'orientation du moteur sur deux de ses axes.

¹⁵Rapport de la vitesse de l'écoulement sur la célérité

Moteur	Vulcain2 (Ariane V)	SSME (Navette US)	F1 (Saturn V)
Caractéristiques			
Rapport de sections ε	58	77	16
P_c (bars)	115	189	67
\mathcal{P} (kN)	1 350	1 800	7 028
Q_m (kg/s)	320	469	2 580
% poussée totale	10%	$3 \times 7 \%$	$5 \times 20\%$
Poids fusée (tonnes)	780	2 041	2 286
Charge utile (tonnes)	9.5 – 20	25 – 30	47 – 118

Tableau 3 – Caractéristiques de moteurs fusée actuels et passé

La poussée générée par un tel moteur et portée sur l'axe vertical orienté \vec{z} , s'exprime par les relations suivantes :

$$\mathcal{P} = - \oint_{\text{moteur}} p \vec{n} \cdot \vec{z} dS \equiv Q_m V_e + A_e (P_e - P_\infty) \quad (14)$$

la seconde relation résultant de l'application du théorème des quantités de mouvement.

Cette poussée résulte de l'intégration de tous les efforts de pression p exercées sur les parois internes et externes de normale extérieure \vec{n} . Le terme Q_m désigne le débit massique (kg/s), V_e la vitesse d'éjection des gaz (m/s), A_e la section de sortie de tuyère et P_e , P_∞ (bars) désignent respectivement les pressions statiques en sortie de tuyère et ambiante.

D'après la relation (14), la poussée est directement proportionnelle à la vitesse d'éjection des gaz : c'est cet aspect qui est exploité par le *design* de la tuyère dont la principale fonction est d'accélérer le fluide au delà du col où les conditions soniques (Mach=1) sont atteintes. Ceci est rendu possible par la conversion d'énergie potentielle (pression) en énergie cinétique comme illustré par les profils de pression et de Mach le long d'une tuyère 2D-axi (voir Figure 30).

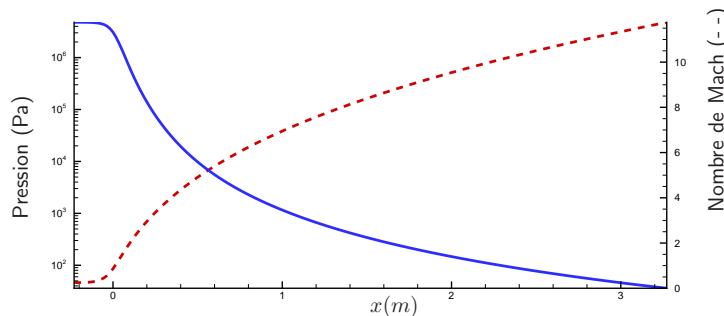


Figure 30 – Profils axiaux pression et nombre de Mach - calcul 2D-axi non visqueux

Les moteurs sont prévus pour fonctionner dans des conditions optimales de poussée. Au cours de sa prise d'altitude, la pression ambiante P_∞ diminue pour tendre vers zéro, ce qui a une incidence directe sur la poussée (voir relation (14)). Ceci se traduit par différents régimes de fonctionnement :

– $P_\infty > P_e$: régime sur-détendu (divergent trop long).

Le jet décolle en amont de la sortie de tuyère et présente une structure de chocs complexe

(chocs obliques, disque de Mach...);

– $P_\infty = P_e$: régime adapté, la poussée est optimale;

– $P_\infty < P_e$: régime sous-détendu (divergent trop court).

On observe un faisceau de détente et une ouverture du jet en sortie de tuyère.

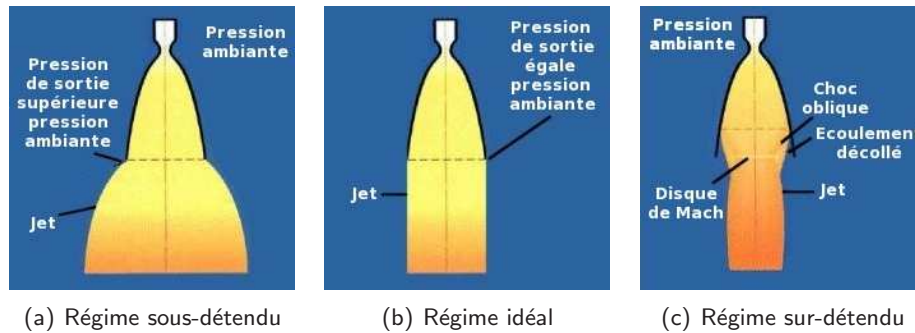


Figure 31 – Régimes de fonctionnement d'un divergent (traduit de www.aerospaceweb.org)

Les conditions d'écoulements sur-détendus (avec présence d'un choc de décollement à l'intérieur du divergent) peuvent se rencontrer dans les cas suivants :

- démarrage et extinction du moteur avec une augmentation (resp. diminution) progressive de la pression de chambre P_c . Ce laps de temps (40 msec pour le moteur Vulcain [2]) est suffisamment *grand* par rapport au pas de temps caractéristique d'adaptation d'un écoulement supersonique pour pouvoir considérer la phase transitoire comme une suite d'états quasi-stationnaires correspondant à différents échelons de pression de chambre;
- dysfonctionnement d'un organe d'alimentation (turbo-pompe);
- essais réalisés dans une *chambre à vide* où la pression statique résiduelle est de l'ordre de 20 mbar, conduisant ainsi à stabiliser un choc tout près de la section de sortie de la tuyère.

Tenue mécanique du divergent. Enfin, la rentabilité d'un lanceur est directement liée à la capacité de charge utile (exprimée en kg) embarqué (voir Tableau 3) : tous les composants qui le constituent doivent être optimisés en masse. Pour exemple, la structure du moteur Vulcain consiste en un assemblage de près de 288 tubulures assemblées les unes aux autres par soudage en respectant un profil hélicoïdal. Ces tubes, constitués d'Inconel 600 [22], permettent notamment la circulation d'hydrogène liquide pour assurer une protection thermique de la paroi du moteur en contact avec les gaz d'écoulement pouvant atteindre 3000 K. Ces tubes de section carrée sont de dimensions 4 mm pour une épaisseur 4/10 mm ce qui confère une relative souplesse au moteur.

8.1.2 Introduction aux charges latérales

La fonction essentielle d'un moteur est de *pousser* ce qui sous-entend générer une force portée sur son axe et dirigée vers le haut. La poussée d'un moteur résulte de l'intégration des efforts de pression sur les parois interne et externe du moteur. Le moteur est conçu pour supporter des efforts axiaux (poussée) de l'ordre de la centaine de tonnes. Cette condition est assurée sous la condition que le champ de pression, donc l'écoulement qui en résulte, soit parfaitement

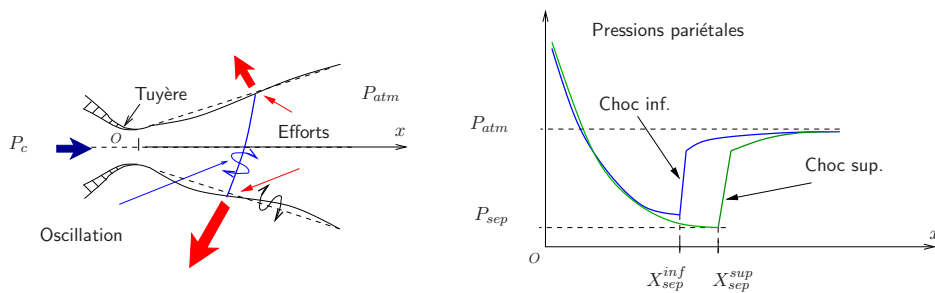


Figure 32 – (1) Plan de coupe 2D

(2) Profils pariétaux de pression

de révolution autour de l'axe de symétrie du moteur. Malgré des conditions réunies de symétrie sur la géométrie de la structure, la génération de charges latérales, qui résultent de l'intégration d'efforts pariétaux (pression) non symétriques, a pu être observée dans de nombreux cas depuis les années 60.

Ce phénomène est connu depuis longtemps puisque les premiers travaux reconnus remontent aux années vingt avec notamment Prandtl, Meyer et Stodola qui travaillèrent sur le phénomène de décollement de jet. Après la seconde guerre mondiale, en 1949, Foster et Cowles effectuèrent des mesures de décollement en gaz chauds pour aboutir à un critère de décollement comme étant le rapport de la pression au niveau de la zone décollée à la pression ambiante : celui-ci souvent appelé critère de Summerfield [84] est aujourd'hui encore d'actualité.

L'intérêt fut relancé dans les années soixante lorsque ce phénomène fut remarqué sur les moteur du lanceur Atlas et sur le moteur J2S de la Saturn V (second et troisième étage) [80]. De 1960 et 1966, la NASA entrepris alors de lancer un vaste programme de recherche pour une étude plus approfondie de ce phénomène. S'en suivirent de nombreuses théories et un important volume de mesures de charges latérales. Mais la compréhension du phénomène restait floue et la corrélation avec les données était difficile. Dans les années 70, Nave et Coffey [66] menèrent une série d'expériences sur le moteur J-2S en gaz chauds et sur ses maquettes à échelle réduite en gaz froids et montrèrent notamment l'apparition de structures triangulaires connues sous le nom de *teepees* (gaz chauds).

L'astronautique d'aujourd'hui fait toujours face à ce problème avec des moteurs tels le SSME de la navette spatiale américaine [79], le moteur Vulcain équipant une version du lanceur Ariane V [2] [22][39] ainsi que d'autres moteurs russes et japonais. Le dernier en date est le moteur solide SRMU du lanceur Titan IVB prévu pour la mission Cassini-Huygens de Saturne (exploration de ses satellites) où de fortes charges latérales ont pu être mesurées lors de son premier vol.

Cette activité est d'actualité avec le CNES qui en partenariat avec l'ONERA, réalisa en janvier et octobre 2001, une campagne de mesures destinée à vérifier les risques de couplage aéroélastique (modèle de Pekkari, voir section §7.3) sur une tuyère réduite *souple* (voir section §8.2.2), campagne de mesures incomplète suite à la destruction du moteur.

Les charges latérales dans un divergent peuvent être observées sur toute la période de fonctionnement d'un moteur, de son allumage à son extinction comme en témoignent les mesures réalisées par DASA (Deutsche Aerospace AG) sur le moteur Vulcain (Figure 33). Cette courbe montre des pics de charges latérales non corrigées¹⁶ observables lors de la phase de montée en pression du moteur (allumage) et lors de la phase de descente en pression (extinction). L'origine de ces charges serait liée à la transition entre deux modes de décollement (voir ci-après).

¹⁶la correction consiste à déduire les effets d'inertie pour n'obtenir que les efforts purement aérodynamiques

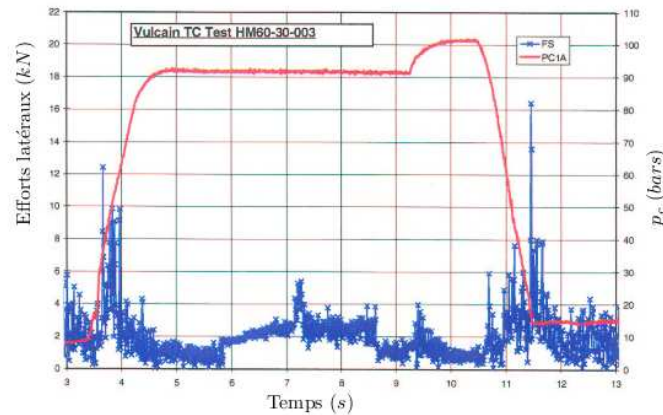


Figure 33 – Mesures de charges latérales sur Vulcain en fonction de la pression de chambre (DASA, tiré de [87])

Trois causes possibles d'apparition des effets de charge latérales, retiennent donc actuellement l'attention des chercheurs [2] :

1. les fluctuations de pression dans les zones de décollement et de recirculation en aval du choc [78, 89]. ;
2. la transition entre deux modes de décollement, le choc avec décollement libre (FSS pour *free separation shock*) et le choc avec décollement restreint (RSS pour *restricted separation shock*).

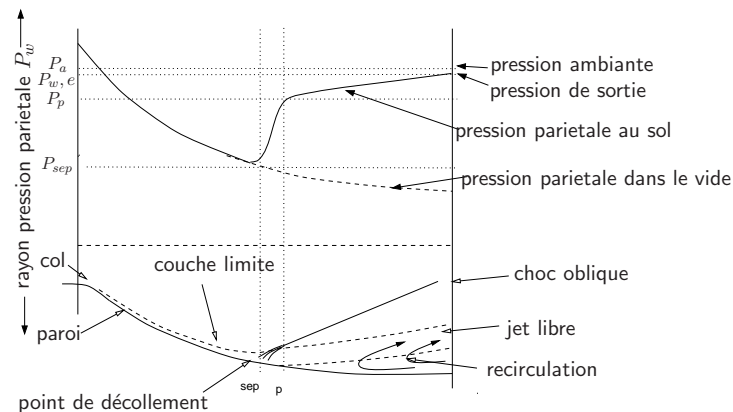


Figure 34 – Représentation schématique du décollement libre (FSS) (tiré de [65])

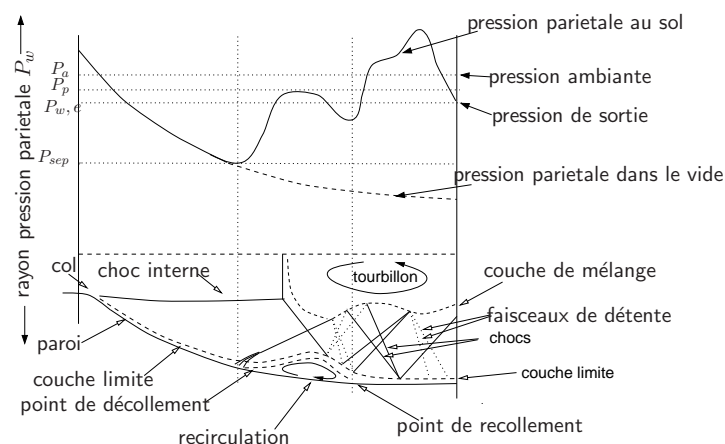


Figure 35 – Représentation schématique du décollement restreint (RSS) (tiré de [65])

Cette transition apparaît aussi bien lors des phases transitoires du moteur (démarrage, extinction). Ces phénomènes ont pu être observés expérimentalement et numériquement [34, 68, 25] ;

3. le couplage aéroélastique (déformations élastiques et/ou mouvements de corps rigides) [45, 53, 73].

En 1984, Schmucker [81] analysa des mesures qui confortèrent cette approche. Il réalisa à l'époque une analyse spectrale des signaux bruts issus des capteurs d'effort sur le moteur J-2S et nota un mouvement prédominant analogue à un mode rigide pendulaire autour de la rotule de suspension pour une fréquence proche de 7 Hz. Il remarqua également des pics de fréquences à 22 et 35 Hz qu'il associa à des modes de déformations elliptiques de la section de sortie de la tuyère.

8.2 Contexte et intérêt industriel

8.2.1 Expériences de Tuovila (1968).

L'objectif de W. J. Tuovila était de déceler des phénomènes aéroélastiques sur des tuyères *souples* en présence d'un écoulement sur-détendu. En 1968, lui et son équipe mirent en évidence des phénomènes d'instabilités statiques de type flambement sur plusieurs divergents souples, essais qu'il filma à l'aide d'une caméra rapide. Deux types de divergent furent employés et sont schématisés Figure 36.

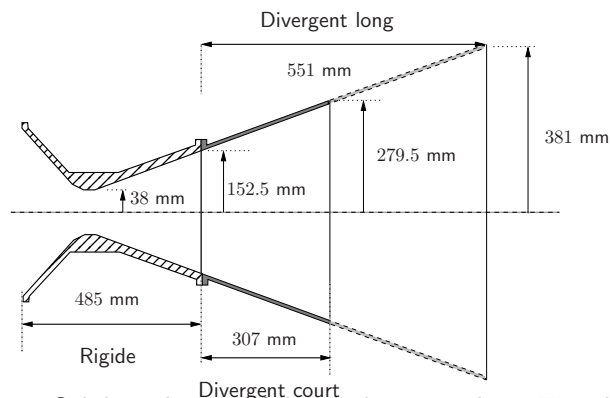


Figure 36 – Schéma descriptif des tuyères souples - Tuovila (1968)

La tuyère était composée de deux éléments reliés à leur extrémité :

- une première partie constituée de l'ensemble convergent, col et début du divergent, rigide et utilisée pour chaque essai ;
- un divergent flexible. Deux types furent retenus pour l'expérience, un divergent de type *court*, un de type *long*.

Les matériaux employés ainsi que les épaisseurs sont résumés dans le Tableau 4.

Le système *tuyère + extension* était relié à une chambre à vide du centre de recherche Langley et les essais furent réalisés pour des rapports de pression d'arrêt et pression ambiante allant jusqu'à 15 000, la pression d'arrêt correspondant à la pression atmosphérique.

Aucune étude préalable ne fut réalisée en ce qui concerne le dimensionnement des tuyères et les conditions d'écoulement ne tentaient pas de simuler les conditions réelles de vol, exceptée pour la pression ambiante correspondant à une altitude de 69 000 mètres. Les pressions d'arrêt étaient d'un ordre de grandeur inférieur aux valeurs usuelles, aucun écoulement externe ne fut considéré et seule la pression ambiante pouvait être modifiée par l'intermédiaire de la chambre

Cas	Ratio	Matériaux	Epaisseur (mm)	Module de Young (N/m ²)	Résultats
A	100	Fibre de verre	0.356	9.17 10 ⁹	Instable
B	100	Fibre de verre	0.241	8.07 10 ⁹	Instable
C	100	Acier	0.178	2.0 10 ¹¹	Stable
D	54	Fibre de verre	0.241	1.18 10 ¹⁰	Instable
E	54	Fibre de verre	0.343	1.0 10 ¹⁰	Stable

Tableau 4 – Caractéristiques des divergents souples

à vide. En complément de l'enregistrement des données en pression, chaque des essais était enregistré par une caméra rapide cadencée à 400 images par seconde.

Au cours des essais, trois extensions sur les cinq se révélèrent instables (voir la dernière colonne du Tableau 4). Les films relatifs à ces tests ont permis d'observer en détail le phénomène d'instabilité avec un comportement identique indépendamment de la dimension de l'extension. Elle est décrite comme suit :

L'instabilité débutait par un léger phénomène de flambage prenant naissance à l'extrémité libre du divergent. Ce flambage progressait ensuite le long du divergent jusqu'à l'autre extrémité de l'extension flexible sans le moindre comportement dynamique jusqu'à ce que les valeurs des déplacements radiaux se situent entre 25 et 50 mm.

L'instabilité adoptait alors un comportement dynamique similaire à une onde stationnaire de même profil que celui adopté au moment du flambage.

Une séquence d'images est donnée Figure 37 témoignant de la naissance et du développement d'une déformée en flambage constituée de 7 lobes.

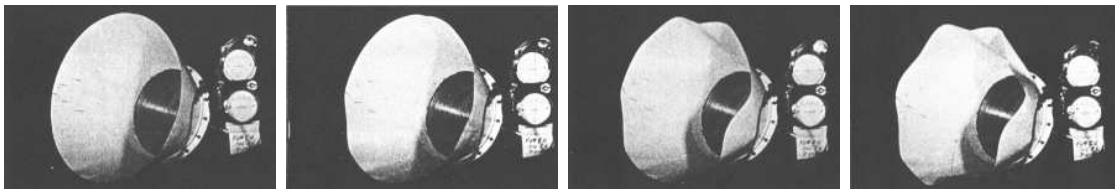


Figure 37 – Mode de flambement sur 7 lobes

8.2.2 Campagnes d'essais "tuyère souple" (Octobre 2001)

Dans le cadre du pôle ATAC, deux campagnes d'essais sur tuyères *souples* ont été définies puis réalisées sur un banc d'essais du LEA à Poitiers. Les objectifs visés portaient sur :

- la validation expérimentale du modèle de Pekkari étendu pour la prévision des instabilités aéroélastiques ;
- la constitution d'une base de données pour la validation ultérieure des outils numériques de couplage fluide-structure.

La définition du divergent, basée sur un profil TIC¹⁷, ainsi que le choix des matériaux (composite carbone) furent confiés à l'ONERA (voir Figure 38(a)).

Les prédictions du modèle de stabilité (calculs SNECMA) sont illustrées Figure 38(b) pour le premier mode de déformation de la tuyère (mode d'ovalisation à 220 Hz). Celui-ci prédit une instabilité statique par annulation de fréquence et pour une pression de chambre voisine de 68 bars.

¹⁷pour *truncated ideal contour* à distinguer des TOC pour *thrust optimized contour*

La première campagne n'a pu être menée jusqu'au bout suite à la désolidarisation des parties métalliques et carbonées du divergent. Cet aspect fut corrigé pour la seconde campagne. Un système de sécurité de type *Airbag* fut aussi mis en place pour pallier tout risque d'instabilité.

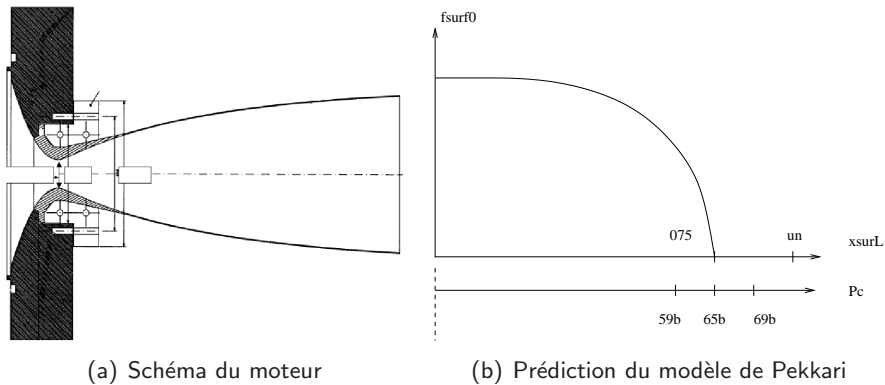


Figure 38 – Tuyère souple pour validation du modèle de stabilité

La procédure de mesure consistait à réaliser les essais pour des valeurs de pression de chambre croissantes et à stocker les données. Des tirs furent ainsi réalisés pour une pression variant de 11 à 64 bars. Il fut observé :

- l'inefficacité du système de sécurité qui se déclenchait à chaque départ de salve et la nécessité de le débrancher avant le tir puis de le rebrancher ;
- un pic inexplicable sur les signaux RMS du mode de flexion (475 Hz) pour une pression de chambre de 15 bars ;
- une diminution nette de la fréquence associée au premier mode pour des pressions croissantes ;
- une réponse dynamique importante des modes d'ovalisation à partir de 60 bar (Figure 40) ;
- la destruction de la tuyère pour une valeur de pression comprise entre 65 et 70 bars (Figure 39(c)).

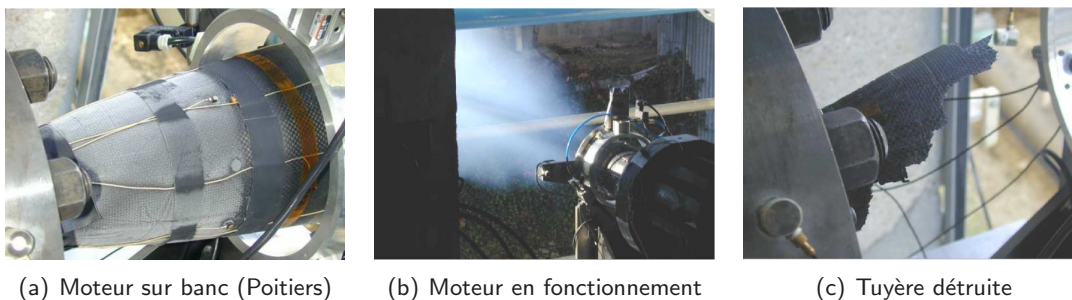


Figure 39 – Essais de tuyère "souple" [43]

Les premières conclusions sur ces essais tendent à conforter les prédictions du modèle de stabilité mais conduisent aux remarques suivantes :

- nécessité d'améliorer le pilotage en pression ;
- nécessité de temporiser le système de sécurité ;
- fournir des indicateurs en temps réel lors des essais pour déceler les risques de décalage en fréquence et non se limiter à des moyennes RMS réalisées en post-opératoire.

A l'heure actuelle, l'ONERA envisage sous accord du CNES, la réalisation d'une troisième campagne de mesures pour compléter les données manquantes et confirmer la prédiction des effets aéroélastiques.

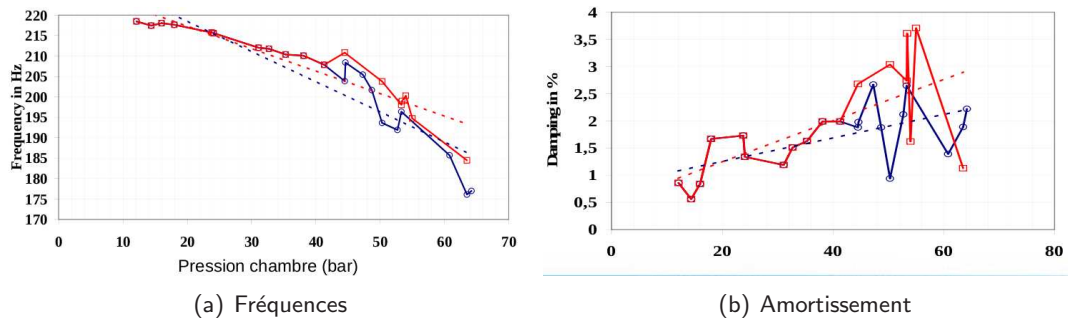


Figure 40 – Résultats des essais (extraits de [43])

8.2.3 Analyse du risque de décalage aéroélastique du moteur Vinci

En 2003, un partenariat CNES-UTC a été engagé pour l'analyse du risque de décalage aéroélastique du moteur Vinci en cours de développement. Ce divergent, en composite à matrice céramique fabriqué par *Snecma Propulsion Solide* (SPS), est constitué de deux tronçons coniques : un cône supérieur fixé à la chambre de combustion et un tronçon inférieur mobile. La mise en œuvre de cette technologie est une première en Europe pour un moteur spatial.

Bien que prévu pour fonctionner dans le vide, la validation par des essais au sol dans un environnement où le vide absolu ne peut être atteint (de l'ordre de 20 mbar), requiert de s'assurer des risques aéroélastiques encourus. Au cours de l'étude, seule la partie fixe du divergent avait été conçue et réalisée, la partie mobile étant en cours de développement.

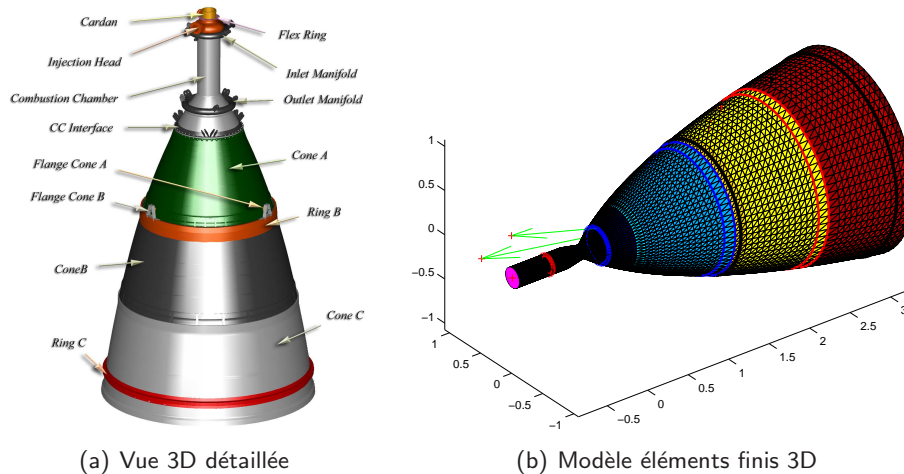


Figure 41 – Description du moteur Vinci [3]

Les résultats issus de cette étude sont classés CONFIDENTIEL INDUSTRIE et ne peuvent donc faire l'objet d'une présentation détaillée dans ce rapport. Néanmoins, cette étude souligne plusieurs aspects :

- l'application de mes travaux de recherche sur le modèle de Pekkari étendu à un cas industriel réel ;
- le développement d'une application Pekkari étendu 3D (*AeroFreqShift*) sous Matlab[®]¹⁸ avec interface utilisateur pour l'étude d'une structure complexe multi-matériaux et multi-composants ;

¹⁸ langage de programmation scientifique développé par Mathworks

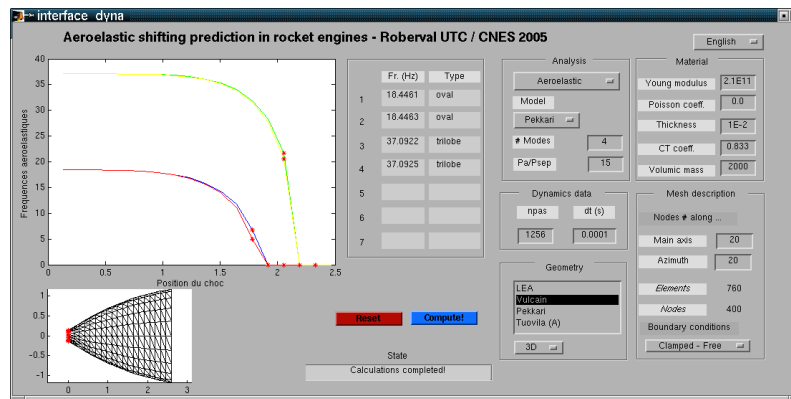


Figure 42 – Interface utilisateur de l'outil *AeroFreqShift*

- l'intérêt personnel résultant de l'implication industrielle de mes travaux par le CNES dans la phase de développement d'un moteur dont les composants de la tuyère n'étaient encore qu'au stade de *projet*.

8.3 Confrontation modèle de stabilité/chaîne de couplage fluide-structure

Le modèle de stabilité étendu est à l'heure actuelle le seul outil dont dispose l'industriel (SNECMA, VOLVO...) pour tester le risque d'instabilité aéroélastique des tuyères sur-détendues lors des phases de conception d'un moteur. Les travaux de recherche présentés dans ce rapport s'inscrivent donc dans un processus d'amélioration d'un modèle actuellement utilisé pour sa rapidité de mise en œuvre. Cette section décrit les différentes étapes menées pour déterminer les limites de validité du modèle de stabilité aéroélastique en confrontant ses prédictions avec les résultats issus de l'utilisation de la chaîne de traitement présentée section §7.

8.3.1 Application et interprétation des prédictions du modèle de stabilité

Le modèle de stabilité (dans sa version d'origine et sa version étendue) est ici appliqué au cas d'une demi-tuyère souple encastrée à ses deux extrémités afin :

- d'illustrer et faciliter l'interprétation des données issues de ce modèle ;
- d'effectuer une première confrontation entre ce modèle de stabilité et les résultats issus d'un code de dynamique des structure dans lequel la forme de sollicitation donnée par l'équation 9 a préalablement été injectée.

Cas d'application. Le domaine de calcul est illustré Figure 43(a). Il s'agit d'une configuration bidimensionnelle dont les dimensions sont similaires à celles du moteur Vulcan. Afin de réduire les effets 2D et se rapprocher ainsi au mieux des hypothèses du modèle de stabilité, le profil est conique et non parabolique. Seul le divergent est ici flexible. Ce dernier est maillé avec 40 éléments de type poutre.

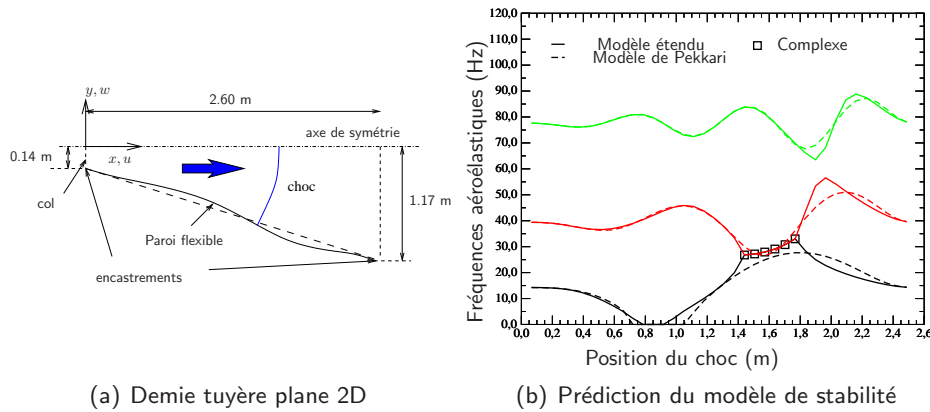


Figure 43 – Validation analytique du modèle

Les propriétés matériaux et du fluide sont résumées dans les tableaux 5 et 6.

La valeur du critère de décollement (p_{atm}/p_{sep}) est obtenue à partir de calculs pour un fluide 2D non visqueux pour le même domaine. Une variation sur ce paramètre n'a cependant pas permis de montrer de dépendance forte sur les résultats.

Module de Young	Epaisseur	Coefficient de Poisson	Masse volumique
$2.2 \cdot 10^{11} \text{ N/m}^2$	$1 \cdot 10^{-2} \text{ m}$	0.0	2000 kg/m^3

Tableau 5 – Propriétés matériaux

P_c [Pa]	T_c [K]	Position du choc X_{sep} [m]	p_∞/p_{sep}	p_∞ [Pa]
$[0.5 - 6.5] \times 10^5$	2400	$[0.1 - 2.55]$	15.5	10^5

Tableau 6 – Propriétés du fluide

Les résultats obtenus avec le modèle de Pekkari (traits pointillés) et le modèle étendu (traits pleins) sont illustrés Figure 43(b).

Prédictions aéroélastiques du modèle étendu. Nous pouvons observer Figure 43(b) :

- pour une position initiale de choc proche de 0.8 m , le premier mode s'annule, traduisant un effet similaire à un flambage. Ce phénomène est décelé par les deux modèles ;
- pour x_{sep} compris sur l'intervalle $[1.4 - 1.8] \text{ m}$, les deux premiers modes fusionnent en devenant complexes et conjugués (coalescence des modes). Ceci traduit un phénomène analogue au *flutter*. Ce cas est seulement observé sur le modèle étendu.

Il a en effet été observé sur le modèle initial qu'en diminuant le module de Young pour accroître ce phénomène, les deux fréquences se "traversaient" puis se permutaient sans la moindre interaction.

Validation numérique. L'intérêt est ici de raisonner désormais en temporel et non plus en fréquentiel et ce sans la moindre information concernant une quelconque modification ou non de la base modale. La procédure utilisée pour ces calculs découle de l'utilisation du code de calcul Reflex [8] modifié par l'implémentation directe de la sollicitation (Eq. 9) après extraction de la déformation locale. Le calcul a été mené en appliquant la sollicitation sur plusieurs nœuds significatifs. Les résultats sont présentés sur les figures 44(a-f).

C'est cette approche qui a permis la remise en cause du modèle initial, la validation par intégration dynamique pas-à-pas ayant mis en évidence une instabilité dynamique non prédite par ce modèle.

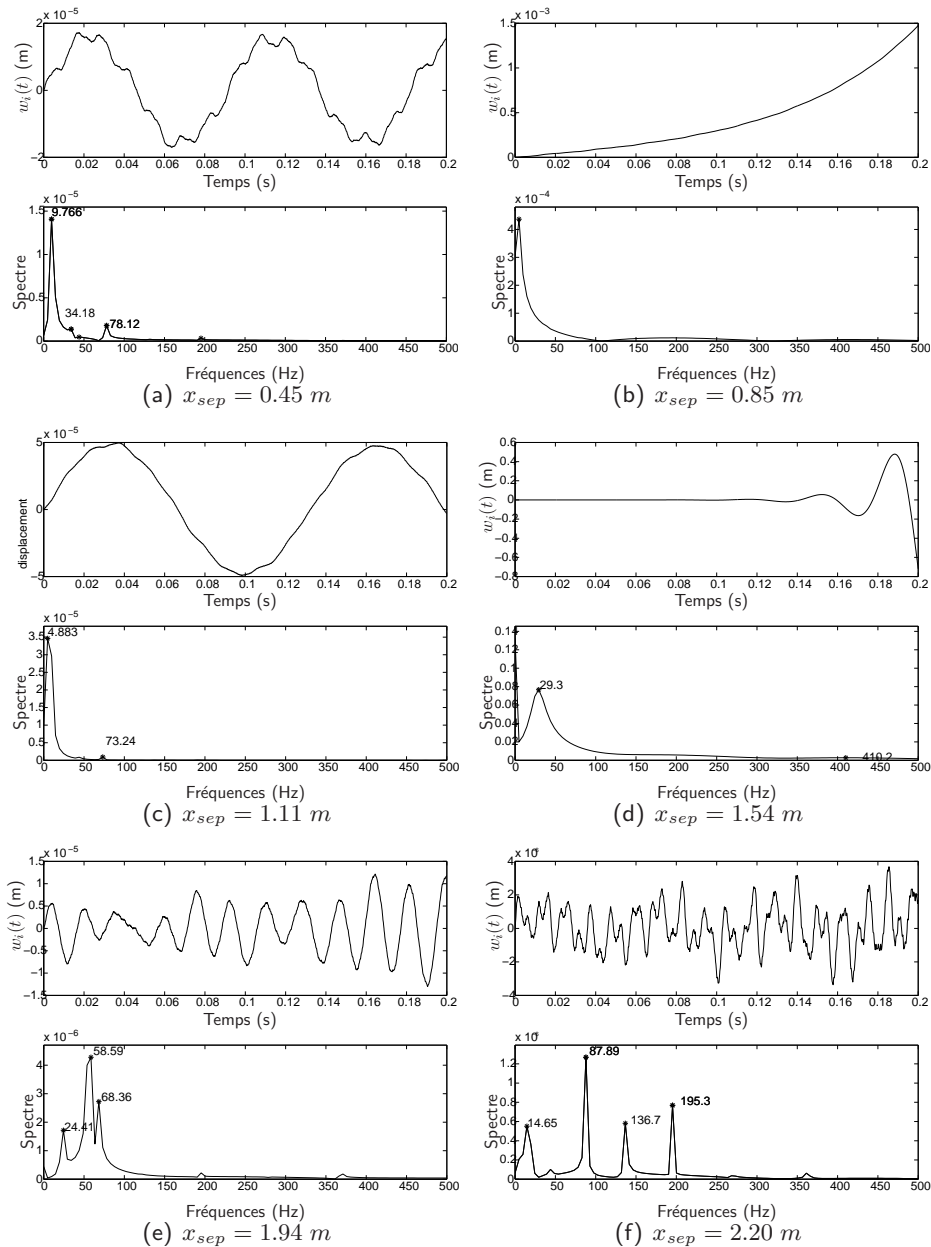


Figure 44 – Validation analytique des prédictions de décalage aéroélastique d'une demi-tuyère souple

Pour chacun des cas, nous représentons :

- sur le graphique supérieur de la figure, l'évolution au cours du temps du déplacement latéral au nœud considéré ;
- sur le graphique inférieur de la figure, le résultat d'un traitement FFT du signal.

Le pas de temps est de $\Delta t_s = 1.10^{-4}$ s et 2 000 pas de calcul ont été menés (schéma implicite de Newmark-Wilson).

Ces résultats confirment pour chacun des nœuds sélectionnés, les résultats prédits par le modèle de Pekkari étendu avec une fréquence extraite très proche de la valeur prédite. Ils confirment

de plus l'apparition du phénomène de coalescence pour le cas $x_{sep} = 1.54 \text{ m}$.

Cependant, ceci ne constitue pas en soi une véritable validation puisque la forme particulière de la sollicitation du modèle Pekkari est introduite directement dans le code de calcul. Il est nécessaire, à défaut de pouvoir exploiter des mesures expérimentales, de conforter ces résultats en levant l'approximation simplifiée du fluide par le modèle de Pekkari, pour le remplacer par un code de calcul instationnaire de mécanique des fluides.

8.3.2 Modèle de stabilité étendu vs. chaîne CFS : cas de déformations élastiques

L'idée est ici de procéder à une confrontation des prédictions du modèle de stabilité étendu avec les résultats issus de la chaîne de couplage fluide-structure présentée en §7.2 pour une tuyère flexible encastrée à ses deux extrémités.

Le cas d'application est identique à celui exposé section §8.3.1. Il est illustré pour rappel Figure 45(a).

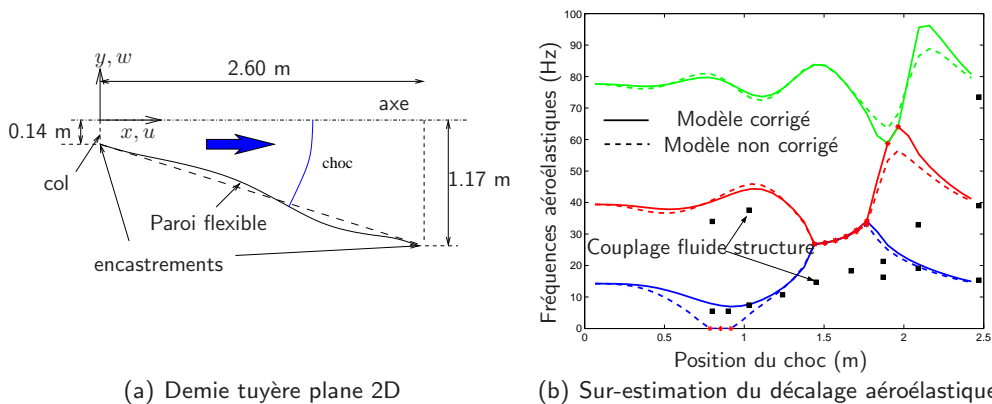


Figure 45 – Confrontation prédiction du modèle de Pekkari étendu et calculs

Pour rappel, deux types d'instabilités sont prédites : une instabilité *statique* (annulation du premier mode) et une instabilité *dynamique* (coalescence des modes 1 et 2).

La procédure générale utilisée pour le calcul couplé fluide-structure est la suivante :

1. Choix d'une pression de chambre pour une position donnée du choc de compression ;
2. Calcul de la phase d'amorçage jusqu'à stabilisation du choc. Au cours de cette étape, la structure est supposée parfaitement rigide ;
3. Sauvegarde du profil pariétal de la pression ;
4. La structure est de nouveau rendue flexible et le couplage commence avec transfert d'un champ de pression relatif (pression initiale soustraite à la pression extraite lors de chaque remise-à-jour) ;
5. Post-traitement des données par FFT.

La figure 45(b) illustre les résultats de la comparaison entre les prédictions de décalage aéroélastique et les résultats issus d'une analyse FFT des calculs couplés (pour extraction des fréquences).

Les conclusions de cette première confrontation sont :

- la validation *qualitative* par la chaîne de couplage fluide-structure des prédictions d'instabilités statique et dynamique du modèle de stabilité.
L'instabilité dynamique est décelée pour une position de choc comprise entre 1.3 m et 1.8 m. Une diminution de 10% du module d'Young de la tuyère a notamment permis d'observer numériquement le développement d'une instabilité statique pour une position de choc située initialement à 0.80 m en aval du col ;
- la tendance à sur-estimer *quantitativement* la valeur du décalage aéroélastique. En effet, l'écart mesuré sur la fréquence de coalescence entre prédiction et calculs est proche des 40% ;
- la correction du coefficient de décalage (voir sous-section §7.3.2) a permis de mieux corrélérer les données sur le risque d'instabilité statique, sans toutefois avoir d'effets significatifs sur l'instabilité dynamique.

8.3.3 Modèle de stabilité étendu vs. chaîne CFS : cas de mouvements de corps rigides

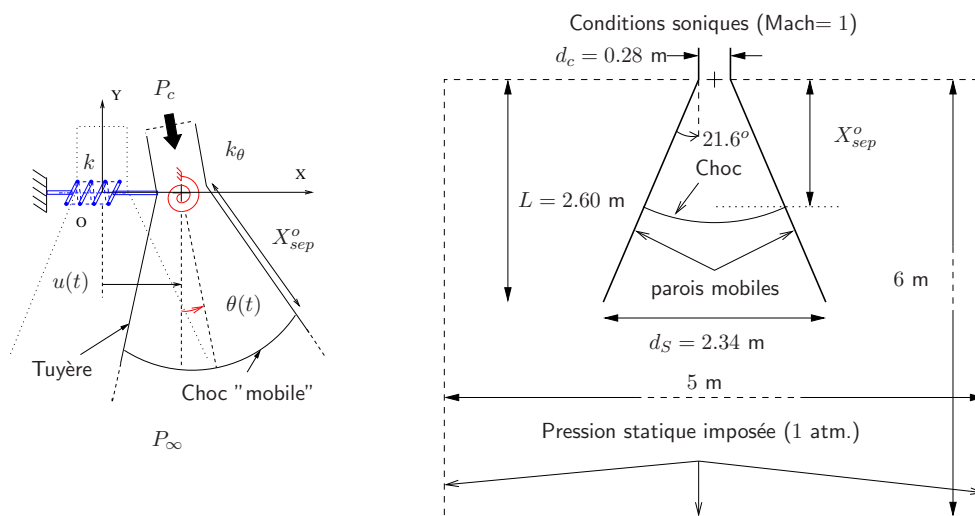
Ces travaux ont permis de mettre en évidence l'incapacité du modèle de stabilité (étendu ou non) à correctement prédire les effets aéroélastiques résultant non pas de déformations élastiques de la paroi du divergent, mais de mouvements de corps rigides du moteur (translation et/ou rotation).

Le domaine d'étude considéré pour confronter les prédictions du modèle de stabilité et les données issues de campagnes de couplage fluide-structure est illustré Figure 46. Le maillage *fluide* est composé de 218 083 nœuds pour 439 073 éléments triangulaires. Une variation progressive des mailles en sortie de tuyère permet, via les effets de diffusion numérique, d'éviter tout retour d'onde parasite résultant de la condition de pression imposée en sortie de domaine. L'effet est visible sur la succession d'images données Figure 47.

Le divergent est quant à lui obtenu par extraction directe des nœuds du contour soit 1 123 nœuds et 1 123 éléments poutres 2D.

Deux types de mouvements de corps rigide ont été pris en compte :

- une rotation $\theta(t)$ associée à la rigidité de torsion k_θ ;
- une translation $u(t)$ associée à la rigidité k .



(a) Mouvements de corps rigide

(b) Domaine et conditions aux limites

Figure 46 – Description du domaine fluide (dimensions, conditions aux limites)

Pour chaque valeur de pression de chambre et donc de positions de choc, la procédure de calcul repose sur deux phases successives :

Phase 1 : La structure est bloquée et un calcul *fluide* transitoire est mené jusqu'à convergence (état stationnaire) pour le rapport de pression de chambre considérée (NPR pour *Nozzle Pressure Ratio*).

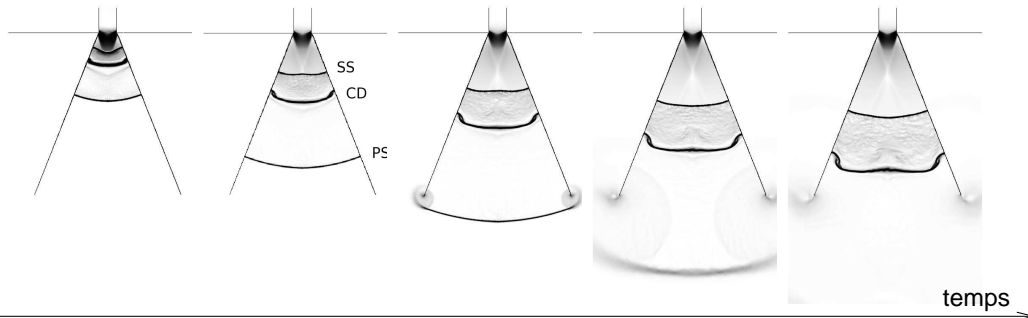


Figure 47 – Succession de Schlieren pour amorçage 2D plan non visqueux ($P_c/P_\infty = 6$)

Cette phase transitoire du calcul met en évidence la présence successive :

- d'un choc primaire (PS, *Primary Shock*) résultant de la condition initiale pour le démarrage du moteur ;
- d'une discontinuité de contact (CD, *Contact Discontinuity*) identifiable en comparant champs de pression et de masse volumique ;
- d'un choc secondaire (SS, *Secondary Shock*) résultant de l'amorçage au col de la tuyère. Sa position stabilisée dans la tuyère est contrôlée par le rapport de pressions (chambre, extérieure). C'est ce choc qui par la suite, sera sollicité par les mouvements de la tuyère.

Phase 2 : Les rigidités k et k_θ sont *rendues* à la structure et le couplage peut commencer.

Sont alors stockés au cours du temps :

- la charge latérale $F_x(t)$;
- la position des pieds de choc (parois de droite et de gauche) $X_{sep}(t)$;
- le profil de pression nodale sur les parois internes du divergent.

Quatre positions de chocs différentes ont été considérées pour un cas de couplage avec la rotation seule et un second cas de couplage combinant rotation et translation.

Les résultats issus du modèle de stabilité et des campagnes de calcul CFS sont illustrés sur les figures 48(a) et (b) et traduisent l'absence pure et simple des décalages aéroélastique prédits par le modèle à savoir, instabilité statique pour 1 *ddl* (degré de liberté) en rotation et une instabilité dynamique pour 2 *ddl*.

La faiblesse *avérée* de ce modèle de stabilité est qu'il ne peut déceler que les charges latérales résultant du mouvement du choc le long de la paroi interne. Une étude de sensibilité a donc été menée à partir des mesures issues de [54] en imposant désormais une rotation forcée d'un divergent rigide avec la loi suivante :

$$\theta(t) = \theta_o \sin^3 \left(2\pi \frac{j}{N} \right), \quad j = 1, \dots, N.$$

Le paramètre N permet de faire varier la fréquence de sollicitation et θ_o est l'amplitude. La réponse du choc en déplacement est illustrée en échelle *log* pour des valeur RMS (*Root Mean Square*) sur la Figure 49 pour un rapport de pression $P_c/P_\infty = 5$:

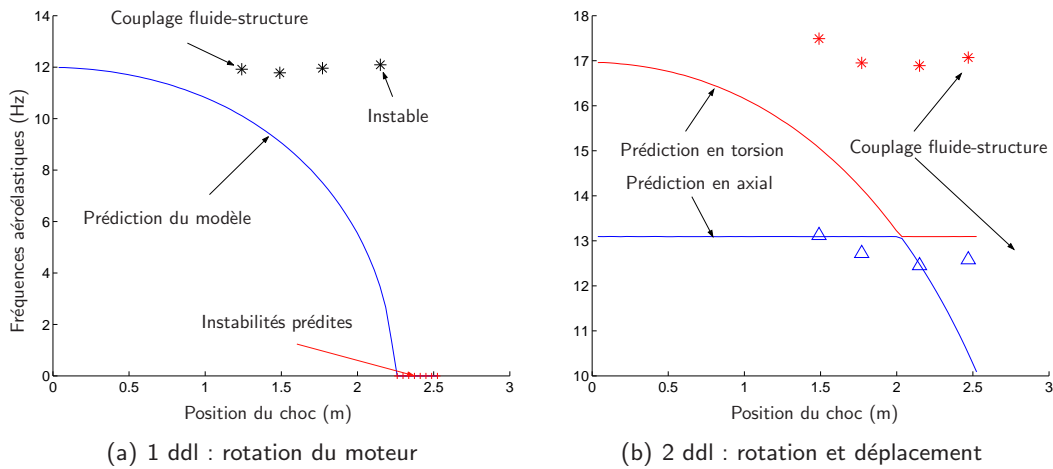
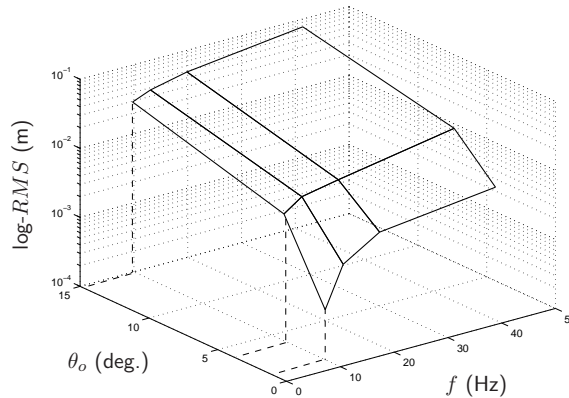


Figure 48 – Désaccord entre prédictions et calculs couplés fluide-structure

Figure 49 – Mesure RMS de la sensibilité du déplacement du pied choc en fonction de f , θ_o pour $P_c/P_\infty = 5$

L'amplitude normalisée RMS résulte de l'intégration sur le temps moyennée par le temps de simulation $t_s = T_2 - T_1$:

$$RMS(f) = \sqrt{\frac{1}{T_2 - T_1} \int_{T_1}^{T_2} [f(t)]^2 dt},$$

On remarque sur la Figure 49 pour le cas d'une rotation de faible amplitude (1°) (cas typique d'une instabilité), que le niveau de déplacement du choc, bien que très faible, reste fortement sensible à la fréquence alors qu'il l'est moins pour les amplitudes de rotation plus élevées !

Cette analyse permet d'expliquer la raison pour laquelle les mesures obtenus par couplage fluide-structure ne peuvent confirmer les prédictions du modèle de Pekkari étendu, les amplitudes de $\theta(t)$ mesurées par le code de structure s'étant avérées très inférieures à 1 degré !

La Figure 50 témoigne du même type d'analyse de sensibilité en faisant varier cette fois-ci, le rapport de pression et donc la position du choc le long du divergent (NPR pour *Nozzle Pressure Ratio*), la fréquence de sollicitations, pour une amplitude de rotation fixée à $\theta_o = 1^\circ$. Ainsi, selon la fréquence imposée, deux régimes bien distincts peuvent ainsi être mis en évidence :

- un régime associé à un couplage *faible* et relatif à de *basses* fréquences (Figures 51) : il est observé une réponse quasi-statique de l'écoulement qui suit la rotation au cours de son mouvement (charges latérales très faibles) et déplacement relatifs du choc négligeables ;

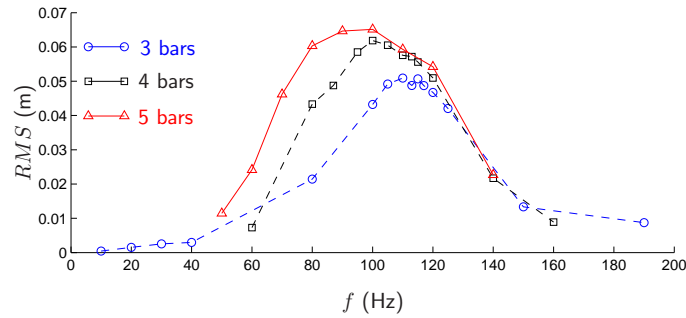


Figure 50 – RMS de la sensibilité de X_{sep} (paroi de gauche) fonction de NPR et de f (régime forcé)



Figure 51 – Succession de Schlieren numériques pour un régime de couplage *faible* (lent) (amplitude imposée $\theta_o = 8^\circ$)

– un régime associé à un couplage *fort* relatif à de *hautes* fréquences (Figures 52) : le fluide ne parvient plus à suivre le divergent et la structure de choc se dissymétrise, générant par là-même des charges latérales significatives.

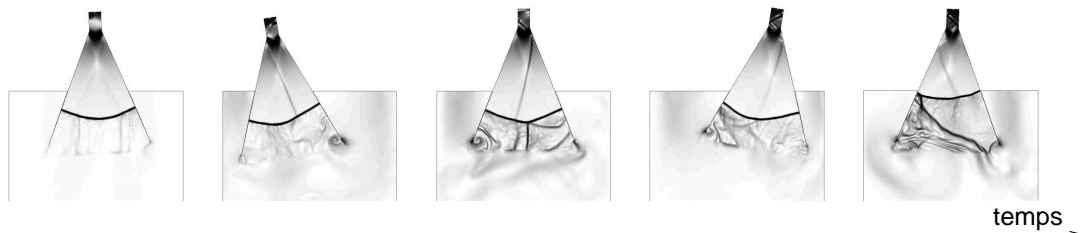


Figure 52 – Succession de Schlieren numériques pour un régime de couplage *fort* (rapide) (amplitude imposée $\theta_o = 8^\circ$)

Les résultats illustrés Figure 50 témoignent d'un autre phénomène intéressant, celui de l'analogie possible entre le comportement du choc et la réponse dynamique d'un système *masse-ressort* qui présenterait une variation de l'amplitude de sa réponse en fonction de la fréquence de forçage.

8.3.4 Constats et propositions

Il est ainsi possible de formuler les premières conclusions sur le fait que les charges latérales sont fonction :

1. des déplacements en cas de déformation élastique ;
2. des vitesses en cas de déformation de corps rigides (notion de seuil minimum).

Le modèle de stabilité étant basé sur une formulation en déplacement, il s'avère donc totalement inadapté à la prédiction de charges latérales qui pourraient résulter de mouvements de

corps rigides dus à la souplesse des *organes* (vérins), ces derniers étant destinés au maintien et à l'orientation du moteur.

L'extension de ce modèle requiert donc des analyses de couplage fluide-structure mettant en évidence des phénomènes qu'il sera possible ou non, selon la complexité du phénomène étudié, de formuler mathématiquement pour aboutir à un nouveau modèle de prédiction. La clé de ce modèle est l'estimation de la matrice des efforts aérodynamiques. Trois pistes sont actuellement envisageables et sont ici brièvement exposées pour les deux premières :

1. l'annulation pure et simple de la contribution des modes rigides au modèle de stabilité actuel [54].

L'approche proposée ici est globale. Elle se base sur l'idée suivante : le modèle de stabilité peut s'écrire sous la forme homogène classique d'un problème aux valeurs propres :

$$[M]\{\ddot{W}\} + ([K] - [K^{aero}])\{W\} = \{0\}.$$

où $[M]$ est la matrice masse du divergent, $[K]$ la matrice des rigidités et $[K^{aero}]$ la matrice aérodynamique des efforts résultant du déplacement du choc le long de la tuyère. Cette matrice résulte de l'approximation du piston. Le vecteur $\{W\}$ est composé de tous les degrés de libertés nodaux de la structure à savoir déplacements et rotations en chacun des nœuds du maillage.

L'évolution des profils des fréquences aéroélastiques de la structure s'obtient alors par un calcul des fréquences et modes propres pour chaque position du choc en faisant balayer cette dernière le long de la paroi de la tuyère.

Le principe du filtrage consiste alors à *projeter* la matrice $[K^{aero}]$ sur la base des vecteurs propres $[X]$ de la structure du divergent :

$$[\lambda^{aero}] = [X]^T [K^{aero}] [X],$$

cette matrice équivaut aux coefficients de participation modale aéroélastique. L'annulation de la contribution (terme sur la diagonale si celle-ci est bien diagonale...) associée au mode de rotation :

$$\lambda^{aero}(i, i) = 0$$

suivie d'une transformation inverse (retour dans l'espace physique) :

$$[X][\lambda^{aero}_{filtre}][X]^T = [K^{aero}_{filtre}],$$

doit permettre de pouvoir ensuite mener à bien l'analyse modale sans l'influence du mode de rotation de corps rigide. Ces travaux sont au stade *d'idées*, aucun calcul ni test n'ayant pour l'instant été menés à ce jour.

2. La reconstruction de la matrice des efforts aérodynamiques $[K^{aero}]$ à partir des campagnes de mesures couplage fluide-structure exposées précédemment et complétées d'une analyse de traitement du signal. Cette approche semble être la plus prometteuse mais implique un coup de calcul non négligeable. Il s'agit d'une approche actuellement utilisée à l'ONERA mais pour des cas de couplage en l'absence de chocs. Cette approche requiert la mise en place d'une collaboration avec l'équipe du secteur *Aéroélasticité* de l'ONERA (DADS/ADSE) ;
3. L'analogie du comportement du choc sollicité avec un système masse-ressort. Il s'agit de la piste actuellement retenue, la section suivante décrivant l'état d'avancement de ces travaux.

8.4 Etude du comportement dynamique du choc

Cette étude consiste à mener des analyses successives de la réponse d'un choc en couplage forcé et en couplage libre, afin de pouvoir corrélérer ces données aux comportements classiques d'un système *masse-ressort* en régime forcé et en régime libre.

Le domaine d'étude considéré est similaire à celui illustré Figure 46(b). Cette étude se concentre sur le seul mouvement de corps rigide en rotation de la tuyère autour de son axe de cardan. Les conditions d'écoulement sont résumées dans le Tableau 7. Le paramètre X_{sep}^o/L traduit la

P_c/P_∞	X_{sep}^o/L	Poussée \mathcal{P}_o ($\times 10^5$ N)
3	42.61%	0.6523
4	59.15%	0.8617
5	73.22%	1.03445

Tableau 7 – Caractéristiques des écoulements

position relative initiale du choc (avant couplage) par rapport au col (voir Figure 46(a)). La poussée initiale \mathcal{P}_o est calculée par la relation :

$$\mathcal{P}_o = 2 \times p_\infty \times \frac{d_S - d_c}{2} - \int_{divergent} p(s,t) \vec{n} \cdot \vec{j} ds,$$

avec d_S et d_c respectivement pour les diamètres en *sortie* et au *col* de la tuyère .

Deux types de couplage sont ici considérés :

1. COUPLAGE FORCÉ : la rotation du moteur est imposée par une loi en temps :

$$\theta(t) = \theta_o \sin(\pi f \times t)^2, \quad (15)$$

Le paramètre $\theta_o = 1^\circ$ est l'amplitude de la rotation. Une forme en sinus élevée au carré permet un démarrage progressif de la rotation (vitesse initiale nulle) ;

2. COUPLAGE LIBRE : la rotation du moteur résulte cette fois-ci d'un véritable couplage entre l'écoulement et la dynamique du divergent. La rotation est associée à une torsion K_θ . Cette dernière s'exprime directement en fonction de la fréquence naturelle f_o du divergent :

$$k_\theta = 4\pi^2 \times f_o^2 \times \mathcal{J} \quad \text{avec} \quad J = 761.65 \text{ kg.m}^2.$$

où J est l'inertie du divergent de masse $m = 200$ kg.

On définit un temps normalisé par rapport à la fréquence f qui sera utilisé pour normaliser les courbes :

$$t^* = t \times f.$$

L'intérêt de cette normalisation est qu'elle permet de déceler facilement les effets de décalage aéroélastiques par rapport à une fréquence donnée : l'absence de décalage se traduit par un signal avec soit les minima, soit les maxima en phase avec les valeurs entières de t^* .

Les énergies calculées au cours du temps par le fluide et la structure sont respectivement l'impulsion $\mathcal{I}(t)$ et l'énergie mécanique $\mathcal{E}(t)$:

$$\mathcal{I}(t) = \iint_{divergent} p(s,t) \vec{u}(s,t) \cdot \vec{n}(s,t) ds \quad \text{et} \quad \mathcal{E}(t) = \frac{1}{2} \mathcal{J} \dot{\theta}^2 + \frac{1}{2} k_\theta \theta^2 \quad [N.m], \quad (16)$$

avec $\vec{n}(s, t)$ la normale extérieure à la paroi interne du divergent et s son abscisse curviligne. Une attention toute particulière est apportée au calcul des charges latérales exercées sur le moteur :

$$F_x = - \int_{nozzle} p(s, t) \vec{n}(s, t) \cdot \vec{i} ds, \quad (17)$$

avec \vec{i} le vecteur unité porté sur l'axe horizontal des x .

8.4.1 Couplage en régime forcé

Pour ce type de couplage, plusieurs valeurs de fréquences de forçage ont été considérées. Elles sont résumées dans le Tableau 8.

P_c/P_∞	Fréquence f de forçage en rotation (Hz)
3	40, 80, 100, 105, 110, 113, 115, 117, 120, 125, 150, 190
4	60, 80, 95, 100, 105, 110, 115, 120, 140, 160

Tableau 8 – Fréquences considérées pour le régime de rotation forcée du divergent

Les figures 53 et 54 correspondent aux positions respectives de choc pour des rapports de pression de 3 et 4. Elles sont chacune composée de trois figures qui illustrent respectivement :

- sous-figure (a) : les amplitudes *max.* et *min.* des charges latérales de F_x en fonction de f ;
- sous-figure (b) : le déphasage entre F_x et θ en fonction de f ;
- sous-figure (c) : les amplitudes maxi et min de X_{sep} en fonction de f .

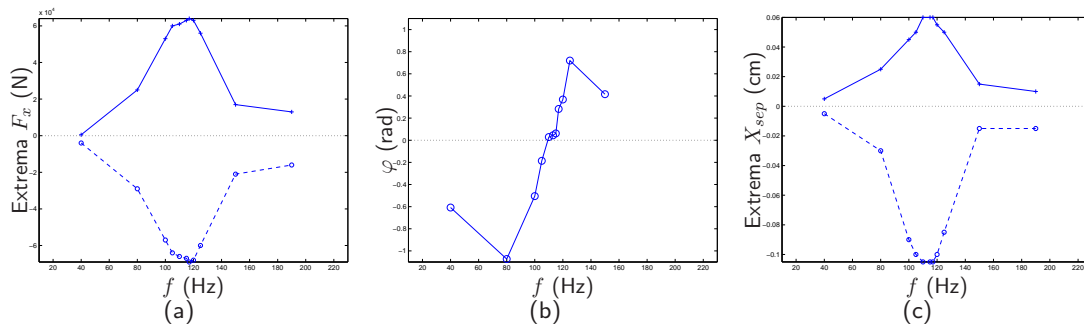


Figure 53 – Analyse de la réponse du choc pour $P_c/P_\infty = 3$ (régime forcé)

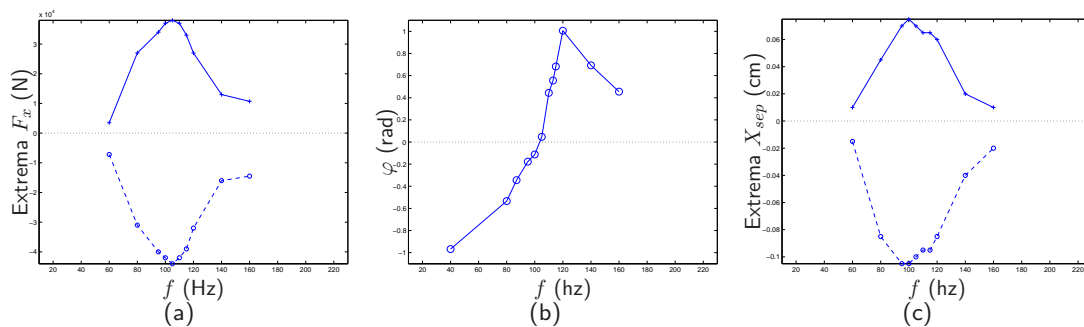


Figure 54 – Analyse de la réponse du choc pour $P_c/P_\infty = 4$ (régime forcé)

On observe :

1. des amplitudes de signal fonction de la fréquence de forçage ;
2. un pic d'amplitude de F_x et de X_{sep} pour une *fréquence critique* (courbes (a) et (c) des figures) ;
3. une annulation de la valeur du déphasage pour ces mêmes valeurs de fréquences ;
4. la fréquence critique est fonction de la position du choc et diminue pour une position de choc éloignée du col.

La figure 55 illustre l'évolution de la forme du signal de charge latérale F_x en fonction de la fréquence f de forçage. Ces signaux sont normalisés par la poussée initiale \mathcal{P}_0 .

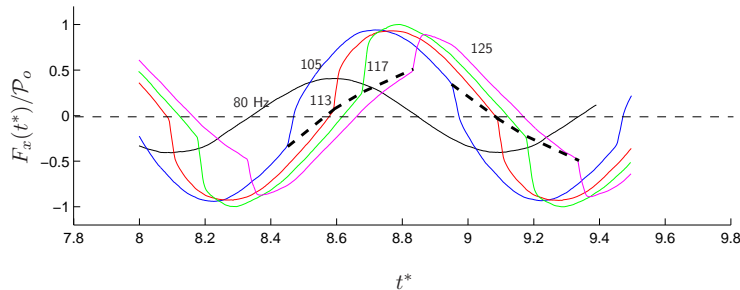


Figure 55 – Evolution de la forme de F_x/\mathcal{P}_0 en fonction de la fréquence (3 bars en régime forcé)

Une *cassure* est nettement visible sur la partie croissante et sur la partie décroissante du signal. Cette particularité n'est visible que sur un spectre donné de fréquences centré autour de la fréquence critique de 115 Hz, pour un rapport de pressions de 3. Elle est liée (voir section §8.4.2) au développement d'une *onde transversale* de pression qui vient alternativement impacter les parois internes du divergent générant par là-même un saut de charge latérale.

La Figure 56 illustre quant à elle les vitesses du pied de choc le long de la paroi interne située à gauche de l'axe du divergent. Les vitesses sont de l'ordre de 1000 m/s en raison de l'absence d'effets visqueux. Le signal pour le cas $f = 115\text{ Hz}$ est en phase avec la vitesse de rotation $\dot{\theta}(t^*)$ et d'amplitude maximale. Ce signal présente une déphasage négatif (en avance) pour des fréquences plus faibles et une déphasage positif (en retard) pour des fréquences supérieures.

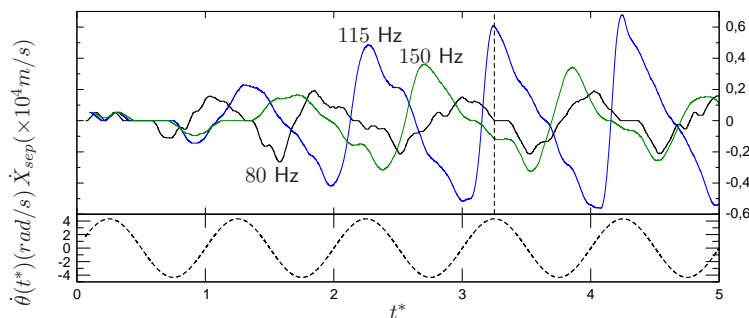


Figure 56 – Vitesse du pied de choc sur la paroi à gauche de l'axe pour $P_c/P_\infty = 3$ en régime forcé

Les figures 57(b) et 58(b) illustrent respectivement l'évolutions des pressions pariétales pour des points de mesures situés dans la zone supersonique (amont du choc) et dans la zone subsonique (aval du choc). Les localisations des signaux extraits sont données pour informations sur les Figures 57(a) et 58(a).

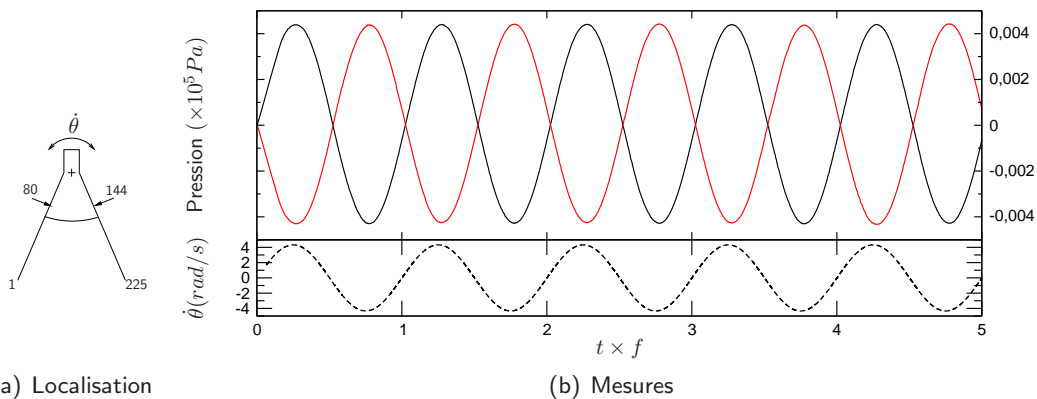


Figure 57 – Signaux en pression en amont du choc (paroi de droite en rouge, 3 bars 80 Hz)

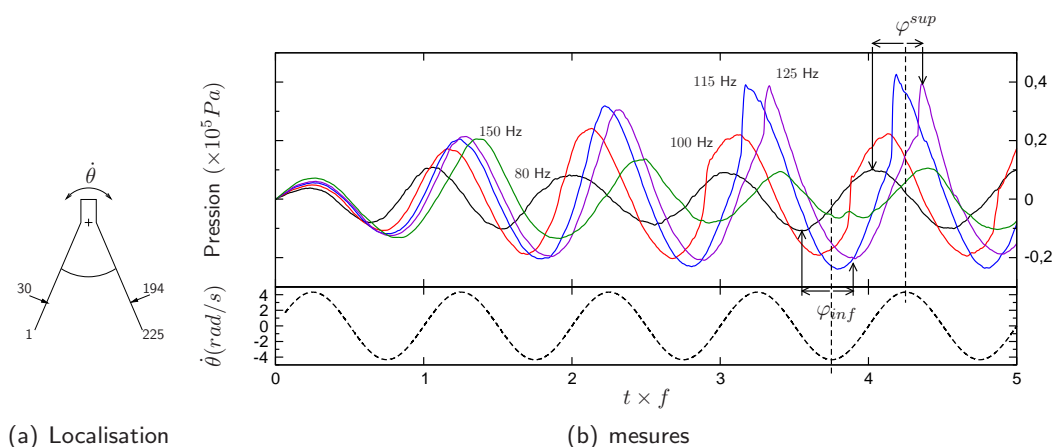
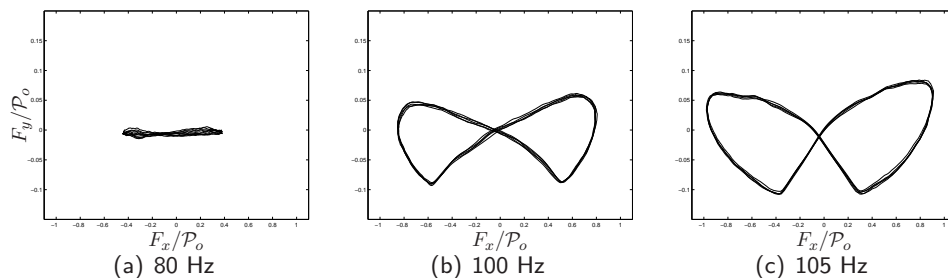


Figure 58 – Signaux en pression en aval du choc ($P_c/P_\infty = 3$)

Les signaux situés en amont du choc sont parfaitement en phase avec la vitesse de rotation du divergent : le fluide s’adapte instantanément à toute modification de son environnement. Ces résultats sont valables quelle que soit la fréquence de forçage considérée.

Pour les signaux issus d’une zone située en aval du choc, on observe le même déphasage que celui observé pour la position du pied de choc. Cette dernière semble donc être pilotée par les conditions aval du choc.

Enfin, l’affichage des efforts aérodynamiques sur la tuyère dans l’espace des phases des deux composantes (F_x et F_y) permet de mettre en évidence des formes structurées (attracteurs ?) pour une gamme de fréquences données. Une analyse plus approfondie devrait permettre l’identification ou non d’un comportement chaotique liée à des attracteurs étranges mais cet aspect sort du cadre des compétences actuelles...



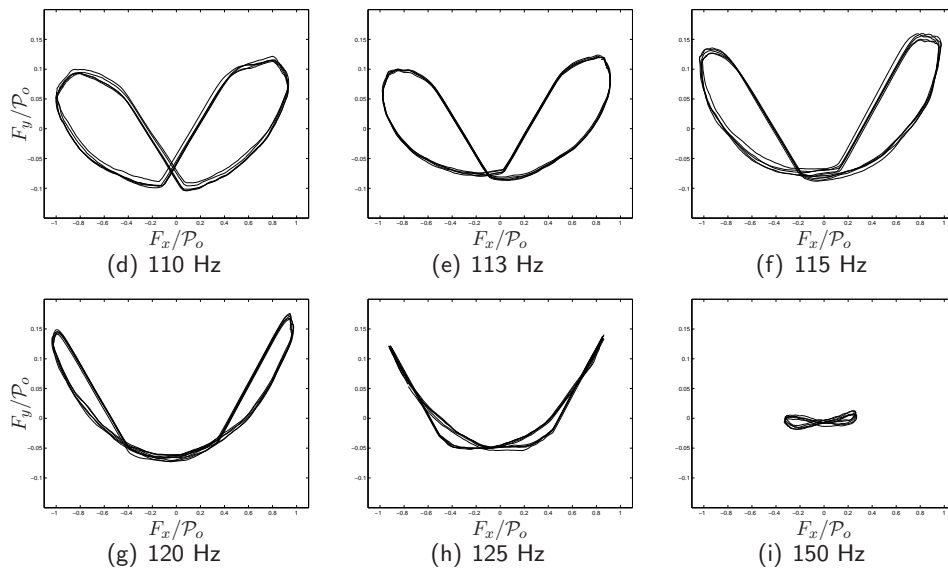


Figure 59 – Polaires \mathcal{P}_o -normalisées de (F_x, F_y) à NPR=3 en régime forcé

8.4.2 Onde transversale

Il a été observé lors de l'analyse de la Figure 55, la présence d'une onde transversale apparaissant pour des valeurs de fréquence de forçage bien précises. Cette onde de pression est illustrée sur la série temporelle des Figures 60 et 61 pour un cas de forçage à la fréquence de 115 Hz.

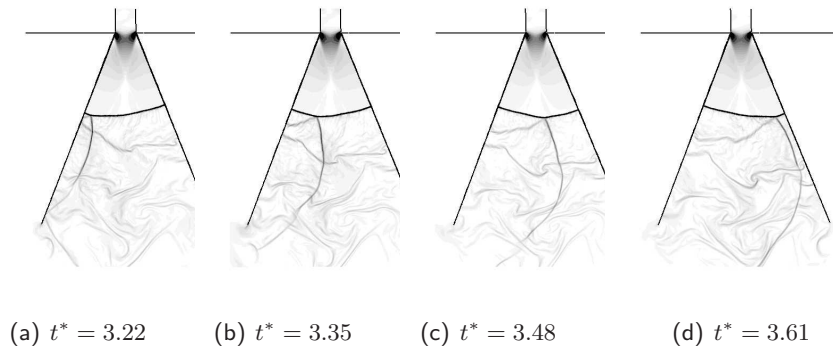


Figure 60 – Onde transversale se propageant de la gauche vers la droite → temps

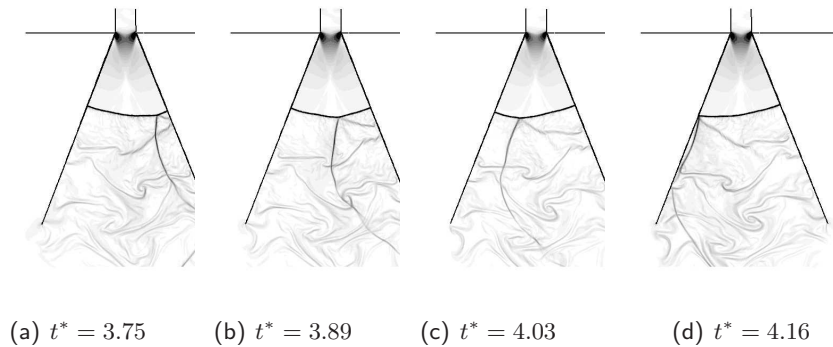
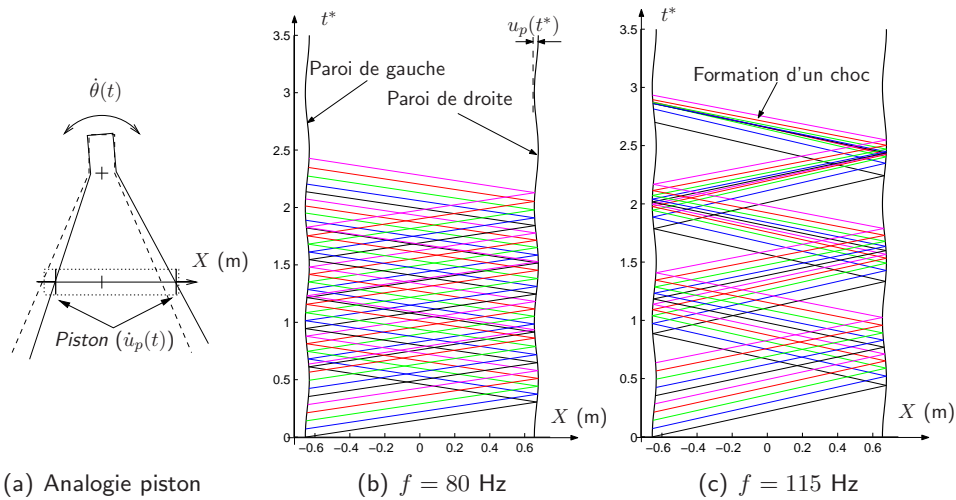


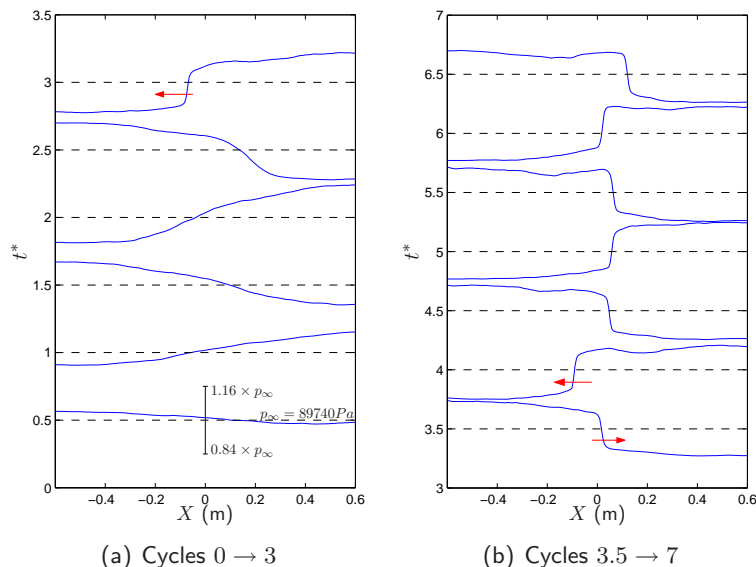
Figure 61 – Onde transversale se propageant de la droite vers la gauche → temps

L'origine de cette onde résulte de l'accumulation d'ondes de pressions générées par le mouvement alternatif de la paroi du divergent. Ce processus est analogue à la création d'une onde dans un tube à choc qui serait fermé à ses deux extrémités par des pistons mobiles associés chacun aux vitesses locales des parois du divergent. Cette analogie est illustrée Figure 62(a). L'application de la *théorie des caractéristiques* [26] à ce domaine *tube+pistons* permet de confirmer qualitativement le processus lié à la création de cette onde transversale. Les courbes caractéristiques dans l'espace (x, t) intégrant le mouvement des pistons, sont illustrées sur les Figures 62(b) et (c) respectivement pour des fréquences de forçage de 80 et 115 Hz. La formation d'une onde de choc caractérisée par le *croisement* des caractéristiques, est bien visible pour le cas 115 Hz, contrairement au cas 80 Hz qui ne laisse pas présager la formation d'une telle onde.



(a) Analogie piston (b) $f = 80$ Hz (c) $f = 115$ Hz
Figure 62 – Théorie des caractéristiques dans un tube aux extrémités mobiles

Sur le plan quantitatif, cette onde se produit à l'issue d'un nombre de cycles proche de celui observé par les mesures de couplage fluide-structure illustrées sections précédentes. A titre de comparaison, les profils de pression statique issus des calculs couplés et relevés sur un axe horizontal situé juste en aval du choc et délimité par les deux parois, sont donnés sur les courbes de la Figure 63 pour les sept premiers cycles.



(a) Cycles 0 \rightarrow 3 (b) Cycles 3.5 \rightarrow 7
Figure 63 – Profils de pression extraits des simulations CFS (cas $f = 115$ Hz)

La Figure 64 illustre quant à elle, la trajectoire au cours du temps du point intersectant l'onde transversale et le choc de compression. Sa composante horizontale de vitesse est déduite de sa position $X_{onde}(t^*)$ par un schéma aux différences finies centrée du second ordre. Les profils des composantes u et v sur le même axe ont aussi été extraits à partir du champ de vitesse du fluide 2D. Elles présentent les caractéristiques suivantes :

- $u(x)$ varie quasi-linéairement entre -40 (paroi de gauche) et $+40$ m/s (paroi de droite) ;
- $v(x)$ varie quasi-linéairement en 2 segments entre -145 (paroi de gauche), -190 (au centre) et -145 m/s (paroi de droite).

La Figure 64 illustre sur trois figures disposées en colonnes, la rotation du divergent, la position $X_{onde}(t)$ de l'onde le long du choc et sa vitesse $\dot{X}_{onde}(t)$. La ligne en pointillés correspond à la vitesse compensée obtenue en lui soustrayant la composante horizontale de la vitesse locale du fluide.

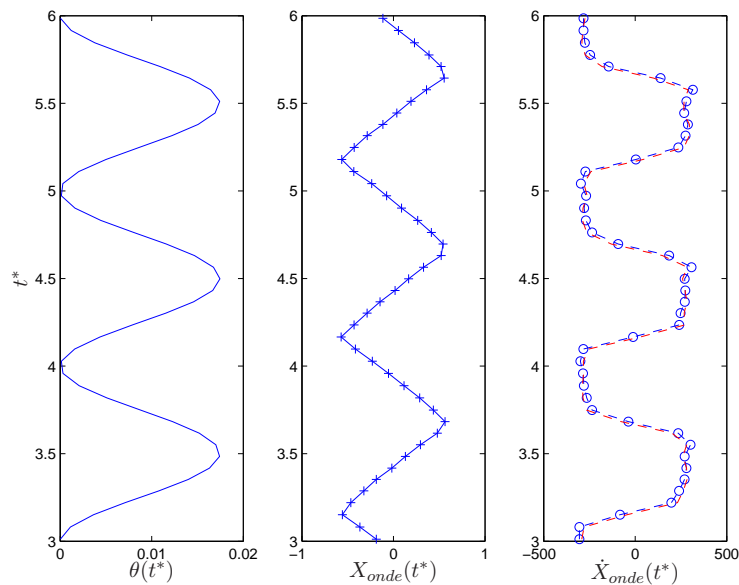


Figure 64 – Analyse de la trajectoire de l'onde le long du choc

La composante horizontale de la vitesses de propagation d'onde compensée est de 280 m/s (Figure 64(c)). La combinaison de cette vitesse à la composante verticale v de l'écoulement, permet de retrouver une mesure de la vitesse locale du son (340 m/s) :

$$c_{onde} = \sqrt{280^2 + 190^2} \approx 338 \text{ m/s}.$$

8.4.3 Couplage en régime libre

Pour ce cas de couplage, la procédure initiale de calcul est similaire, à savoir une rotation initiale pour perturber l'équilibre général avant de libérer la rigidité en torsion de la tuyère pour un couplage libre entre sa dynamique et l'écoulement.

Une seule position de choc est ici étudiée pour quatre valeurs de rigidité en torsion K_θ . Les caractéristiques de l'écoulement et des rigidités de torsion sont résumées dans le Tableau 9.

Le couplage est *activé* par l'introduction d'une perturbation initiale résultant de la rotation initiale du moteur d'un angle $\theta_o = 1^\circ$ par rapport à son axe vertical. Il en résulte l'énergie mécanique initiale :

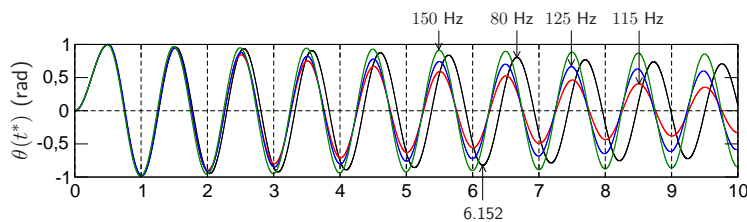
$$\mathcal{E}_o = \frac{1}{2} K_\theta \theta_o^2.$$

P_c/P_∞		3	3	3	3
f_o	(Hz)	80	115	125	150
K_θ	(N.m ²)	192440668	397660599	469825849	676549223
\mathcal{E}_o	(10 ⁴ × J)	2.9310	6.0567	7.1559	10.304

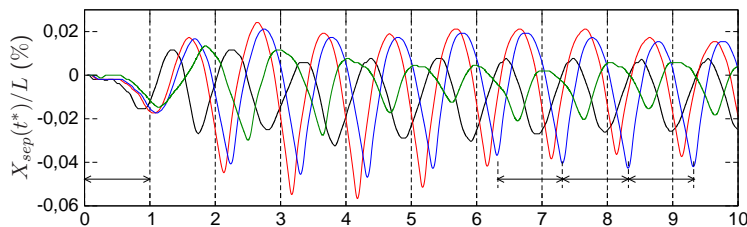
Tableau 9 – Caractéristiques des calculs en mode de couplage libre

L'analyse des premiers résultats montre les points intéressants suivants (voir figure 65) :

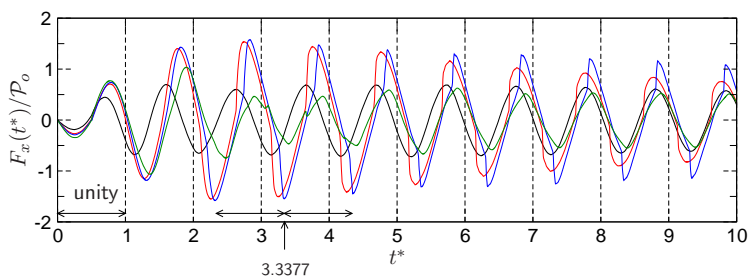
1. le signal de charge latérale F_x pour la fréquence de 80 Hz n'est pas accordé avec la fréquence en rotation du divergent. On note en effet un décalage en temps normalisé sur la courbe $\theta(t)$: les minimums ne coïncident pas avec des valeurs entières de t^* . Ce décalage est croissant au cours des cycles confirmant le fait que la réponse du choc s'accorde sur une fréquence inférieure à f_o , et donc un décalage en fréquence résultant d'un probable couplage aéroélastique ;
2. les signaux de charge latérale F_x pour les fréquences de 115 et 125 Hz s'accordent avec leur fréquence mais présentent un déphasage $\varphi(f_o)$ retardé avec $\dot{\theta}(t)$, déphasage constant au cours des cycles ;
3. pour le cas 115 Hz, les transferts d'énergies entre le fluide et la structure sont les plus importants. Pour rappel, cette fréquence est aussi liée à l'apparition de l'onde transversale responsable du niveau de charge latérale le plus important. Il semblerait donc que cette onde participe de manière favorable aux transferts d'énergie de la structure vers le fluide, énergie qui se retrouve ensuite convectée par l'écoulement ;
4. l'évolution du niveau de charge latérale peut se décomposer en deux périodes bien distinctes :
 - (a) $0 < t^* < 3$: croissance de F_x malgré une décroissance de $\theta(t)$;
 - (b) $t^* > 3$: décroissances simultanées de F_x et de $\theta(t)$.



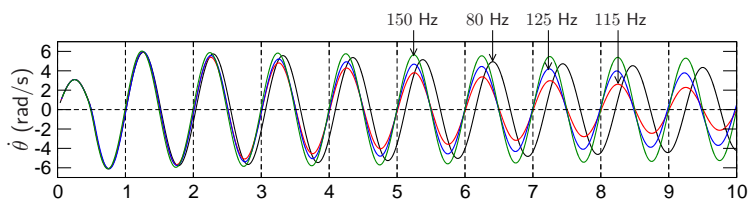
(a) Rotation



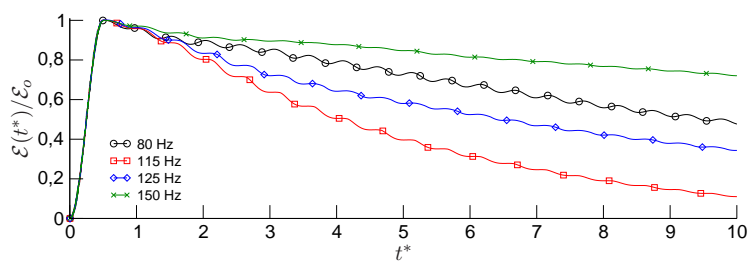
(b) Excursion du choc



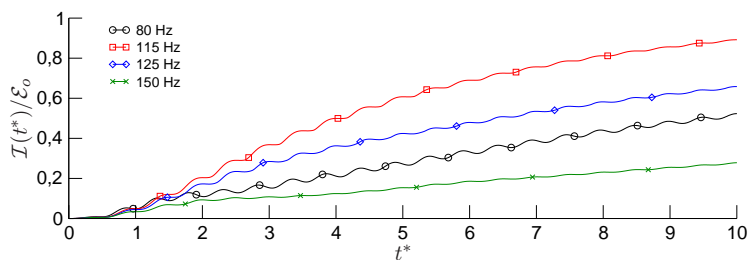
(c) Charges latérales normalisées



(d) Vitesse de rotation du divergent



(e) Energie mécanique normalisée



(f) Impulsion (fluide) normalisée

Figure 65 – Analyse des signaux à $P_c/P_\infty = 3$ en couplage libre ($\theta_o = 1^\circ$) : 80, 115, 125 et 150 Hz

9 Perspectives futures

Les axes de recherche envisageables peuvent se décliner selon les mêmes thématiques présentées dans ce rapport : *développement des méthodes numériques et applications*.

Le volet *méthodes numériques* ne viserait pas à proprement parler, le développement de nouvelles méthodes de couplage, ces dernières étant aujourd'hui suffisamment avancées pour permettre des calculs couplés de qualité. Il pourrait viser essentiellement à lever le verrou résultant de l'utilisation de maillages de plus en plus lourds qui requiert l'*optimisation* de la chaîne complète de calcul :

1. le *pré-traitement* avec le développement de mailleurs parallèles (activité en collaboration avec J.-P. Boufflet du laboratoire Heudiasyc) ;
2. le *traitement*, à savoir la partie calcul proprement dite, avec la transition vers des calculs de mécanique des fluides en écoulements visqueux 3D ;
3. le *post-traitement* pour l'affichage des résultats.

La principale difficulté réside dans le fait que le recours aux champs de données complets conduit nécessairement à l'affichage de plusieurs centaines de données (cellules, éléments finis...) par pixel écran. Une solution possible serait d'envisager différentes tailles de maillages destinées à l'affichage des données et enrichies au fur et à mesure par le maillage fin selon le niveau de *zoom* requis par l'utilisateur. Ces étapes requiert des phases de transfert de champ analogues aux techniques utilisées pour les maillages adaptatifs permettant un raffinement des mailles où se passe la physique.

Concernant le volet *application*, l'objectif qui découle naturellement des recherches exposées dans ce rapport, est l'amélioration du modèle de stabilité dans un contexte industriel pour l'analyse des risques de décalage aéroélastique des divergents souples aussi bien dans un contexte d'allumage sur site que lors d'essais dans des chambres à vide où le risque d'écoulement sur-détendu est omniprésent.

Cela nécessite par conséquent d'améliorer le calcul de la matrice de transfert $[K^{aero}]$ résultant du couplage aérodynamique entre le choc et le divergent souple. Parmi les pistes envisageables, citons notamment :

- PISTE 1. la détermination de la matrice aérodynamique par des campagnes de calculs couplés avec des techniques de type traitement du signal (collaboration avec le département calcul aéroélastique de L'ONERA). Cette approche est *courante* à l'ONERA pour déterminer cette matrice avec toutefois les restrictions suivantes : absence de choc et calculs couplés en régime forcé. L'originalité de ce travail serait ainsi double : l'appliquer à des écoulements compressibles en présences de chocs et résultant d'une dynamique de couplage en régime libre et non forcé ;
- PISTE 2. l'écriture d'un modèle mathématique de comportement dynamique du choc en se basant sur l'analogie d'un système *masse-ressort* amorti. Cette analogie est confirmée par les résultats présentés sections précédentes avec notamment l'existence de fréquences de résonance et du changement de signe du déphasage sollicitation-réponse. Celui-ci consiste donc à développer une analogie rendue possible suite aux observations du comportements dynamique du choc en réponse à divers types de sollicitations.

La figure 66(a) illustre une tuyère en écoulement sur-détendu stabilisé. L'analogie illustrée figure 66(b) se base sur la rotation du choc autour d'un point pivot fictif et consiste à considérer une pseudo-rigidité et un amortissement de part et d'autre du choc. La

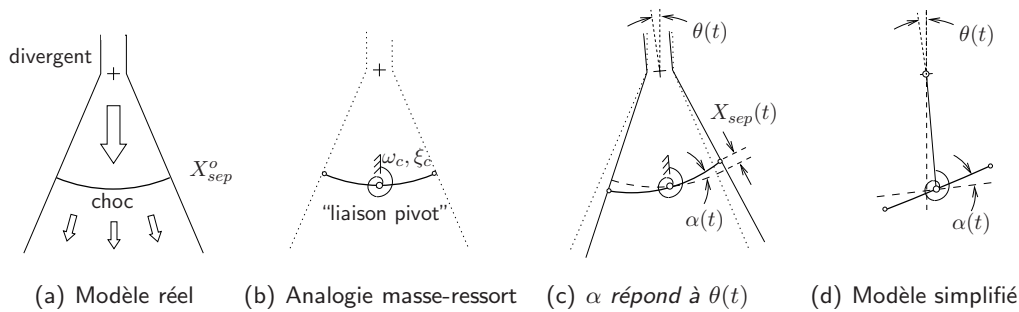


Figure 66 – Analogie masse-ressort pour le choc de compression

notion de *masse du choc* n'ayant aucun sens, les paramètres considérés normalisés seraient sa pulsation naturelle ω_c (liée à la rigidité des pseudo-ressorts) et un coefficient d'amortissement ξ_c . Cette relation peut prendre la forme usuelle suivante :

$$\frac{d^2\alpha}{dt^2} + 2\xi_c\omega_c\frac{d\alpha}{dt} + \omega_c^2\alpha = f(t), \quad \forall t > 0 \quad \text{avec} \quad \xi_c = \frac{c}{2J\omega_c}. \quad (18)$$

La démarche proposée consisterait alors à extraire les valeurs de ces paramètres des campagnes de mesures de couplage (travail en cours).

PISTE 3. la poursuite des travaux portant sur une correction de $[K^{aero}]$ en annulant directement certaines contributions modales non validées par les résultats de la chaîne de couplage.

Indépendamment des pistes à explorer pour la recherche d'amélioration de la matrice des efforts aérodynamiques, les précédentes études invitent naturellement à se *pencher* sur les points suivants :

1. la prise en compte des effets visqueux pour considérer désormais un choc de décollement. La structure des chocs à considérer présente désormais une complexité illustrée sur la succession d'illustrations données Figure 67. Cette structure influera notamment sur la propagation ou non de l'onde transversale qui traversera successivement des zones d'écoulements décollés, subsonique et supersonique.

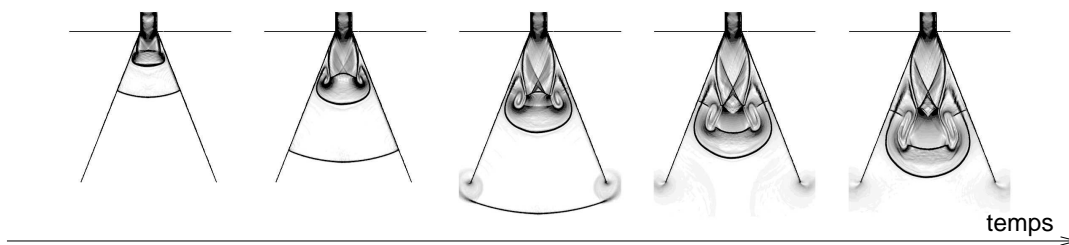
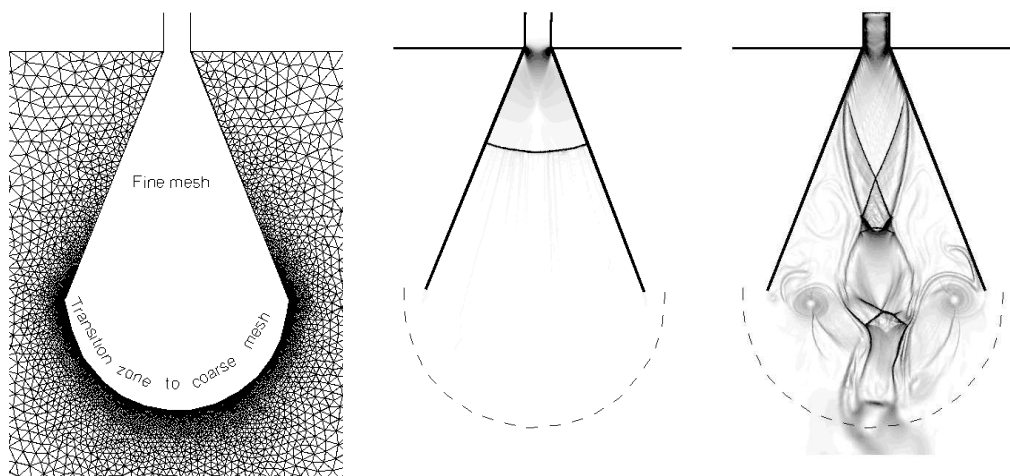


Figure 67 – Succession de Schlieren pour amorçage 2D plan visqueux ($P_c/P_\infty = 6$)

Les travaux en cours montrent que la prise en compte des effets visqueux implique désormais une interaction du faisceau de choc avec l'hétérogénéité du maillage (astuce utile pour amortir tout retour d'onde) et probablement avec une sortie de domaine trop proche de la sortie du moteur : l'*astuce numérique* de relâchement progressive de la taille des mailles permettant d'éviter tout retour d'onde parasite, n'est donc plus possible (à remplacer très probablement par des conditions de non-réflexion).



(a) Hétérogénéité du maillage (b) Non visqueux : pas d'influence (c) Visqueux : perturbation

Figure 68 – Influence de l'hétérogénéité du maillage sur la structure des chocs (limite en - -)

2. le couplage des deux modes rigides, translation et rotation avec la volonté de mettre en évidence l'existence possible ou non d'un phénomène de coalescence qui conduirait à l'instabilité du divergent ;
3. le couplage des modes rigides avec la déformation élastique du divergent.

Ces pistes sont actuellement à l'étude et s'intègrent dans la fiche d'activités UTC-CNES (Contrat Recherche) ATAC09 ayant débuté septembre 2009.

Septième partie

Annexes

ANNEXE A

A Critère de consistance géométrique

Le principe de consistance géométrique peut se formuler selon :

TOUT CHAMP UNIFORME ET CONSTANT SOLUTION DES ÉQUATIONS DE NAVIER-STOKES, DOIT LE RESTER QUEL QUE SOIT LE MOUVEMENT DU MAILLAGE.

Il est ainsi possible de montrer que le respect du critère de consistance géométrique peut se traduire par le choix du ou des instants d'intégration en temps et donc des maillages associés :

A.1 Approximation en temps des variables liées à la mobilité du maillage.

En considérant comme loi d'évolution pour le déplacement des noeuds entre $(t, t + \Delta t)$ associés aux indices n et $n + 1$, une approximation type éléments finis :

$$\vec{x}(\tau) = (1 - \phi(\tau))\vec{x}^n(\xi, \eta) + \phi(\tau)\vec{x}^{n+1}(\xi, \eta), \quad t \leq \tau \leq t + \Delta t$$

il est alors possible d'exprimer la loi d'évolution de la vitesse du maillage par :

$$\vec{w}(\xi, \eta) = \dot{\phi}(\vec{x}^{n+1} - \vec{x}^n)$$

avec $\phi(\tau = t) = 0$ et $\phi(\tau = t + \Delta t) = 1$.

La matrice jacobienne s'écrit en toute généralités :

$$[J(\tau)]^T = \begin{bmatrix} \frac{\partial \vec{x}}{\partial \xi} & \frac{\partial \vec{x}}{\partial \eta} \end{bmatrix} = ((1 - \phi(\tau))[J]^n + \phi(\tau)[J]^{n+1})$$

avec un déterminant est quadratique en ϕ :

$$J(\tau) = a_0 + a_1\phi(\tau) + a_2\phi^2(\tau) \quad (19)$$

Pour un maillage fixe, le schéma de Lax-Wendroff associé à une technique d'éléments finis satisfait les conditions de consistance et de stabilité, qualifiant donc ce schéma de stable (cf. [16]). En présence d'un maillage dynamique (mobile), il est alors nécessaire de pouvoir vérifier que tout champ solution uniforme et constant soit parfaitement conservé et ce quelle que soit la dynamique (ou champ de vitesse nodale) du maillage. On parle de la *loi de consistance géométrique*.

Si nous considérons désormais dans notre système d'équations, un champ uniforme correspondant à $\{U\}$ constant, l'équation (3) devient alors pour chaque composante de $\{U\}$:

$$\frac{\partial J}{\partial t} - J.Div\vec{w} = 0 \quad (20)$$

Prise sous sa forme variationnelle, le critère se résume à intégrer exactement en temps et en espace, la relation suivante :

$$\frac{\partial}{\partial t} \int_A \delta U dA = \int_A \delta U Div\vec{w} dA$$

où δU est une fonction test suffisamment régulière.

A.2 Cas d'un problème 2D-plan.

Afin de vérifier la consistance géométrique, il est donc nécessaire que cette équation soit exactement vérifiée par le modèle discret.

Une intégration dans le temps nous conduit à :

$$\begin{aligned}
 \int_{A^{n+1}} \delta U dA - \int_{A^n} \delta U dA &= \int_t^{t+\Delta t} \int_{A_r} \delta U J \text{Div} \vec{w} dA_r d\tau \\
 &= \int_t^{t+\Delta t} \int_{A_r} \delta U \frac{\partial J}{\partial \tau} dA_r d\tau \quad \text{avec (20)} \\
 &= \int_0^1 \int_{A_r} \delta U \underbrace{(a_1 + a_2 \phi(\tau))}_{\text{linéaire en } \phi(\tau)} dA_r d\phi \quad (21)
 \end{aligned}$$

Dans l'hypothèse d'un calcul 2-D plan, l'intégration spatiale du terme de gauche est garantie par une intégration standard de type éléments finis.

Le terme de droite est quant à lui linéaire en $\phi(\tau)$. Ainsi, un seul point d'intégration de Gauss est nécessaire pour garantir son intégration exacte.

Dans le cas présent, $\phi(\tau)$ a été choisi linéaire en τ et l'intégration numérique en temps se fait alors pour : $\phi(\tau = \frac{1}{2}) = \frac{1}{2}$.

Nous remémorant alors que nous sommes tout d'abord intéressés par intégrer $\text{Div} \vec{w}$, cela nous amène à :

$$\int_{A^{n+1}} \delta U dA - \int_{A^n} \delta U dA = \Delta t \int_{A^{n+1/2}} \delta U \text{Div} \vec{w}^{n+1/2} dA$$

ce qui revient à intégrer sur le domaine pris à l'instant $n + 1/2$ et défini par :

$$\vec{x}^{n+1/2} = \frac{\vec{x}^{n+1} + \vec{x}^n}{2}$$

Le champ de vitesse nodale correspondant est calculé comme suit :

$$\vec{w}^{n+1/2} = \frac{\vec{x}^{n+1} - \vec{x}^n}{\Delta t}$$

A.3 Cas d'un problème 2D-axi.

Pour le cas 2D-axi, il est possible de montrer par la même démarche que l'intégration dans le temps nous conduit cette fois-ci à l'expression :

$$\begin{aligned}
 \int_{A^{n+1}} \delta U dA - \int_{A^n} \delta U dA &= \int_t^{t+\Delta t} \int_{A_r} \delta U J \vec{\nabla} \cdot \vec{w} r(\tau) dr d\theta dx d\tau \\
 &= \int_t^{t+\Delta t} \int_{A_r} \delta U \frac{\partial r(\tau) J(\tau)}{\partial \tau} dr d\theta dx d\tau \\
 &= \int_0^1 \int_{A_r} \delta U \underbrace{(a_1 b_0 + a_0 b_1 + 2(a_2 b_0 + a_1 b_1) \phi(\tau) + 3a_2 b_1 \phi(\tau)^2)}_{\text{quadratique en } \phi(\tau)} dr d\theta dx d\phi \quad (22)
 \end{aligned}$$

Les termes du membre gauche de l'équation ci-dessus sont exactement intégrables par une discrétisation spatiale type éléments finis. Pour que la GCL soit respectée, il est donc nécessaire

de conduire une intégration exacte en temps du membre droit. Ce dernier étant quadratique en $\phi(\tau)$, une intégration numérique par deux points de Gauss le permet

$$t_1 = t_0 + \Delta t \left(\frac{1}{2} - \frac{1}{2\sqrt{3}} \right) \quad \text{et} \quad t_2 = t_0 + \Delta t \left(\frac{1}{2} + \frac{1}{2\sqrt{3}} \right),$$

avec pondération par un poids égal à $\omega = \frac{1}{2}$.

Ainsi, la consistance géométrique du schéma sera vérifiée en intégrant les termes de flux et sources sur des géométries prises à des instants bien précis.

A.4 Validation par l'exemple.

L'objectif est ici de valider par le calcul, l'importance du critère de consistance pour un calcul 2D-plan. La loi de conservation géométrique sera vérifiée si le champ initial est maintenu uniforme et constant quelle que soit le mouvement du maillage. La procédure utilisée est la suivante :

1. initialisation de l'écoulement à des conditions uniformes (nul par exemple) ;
2. intégration du champ fluide sur un maillage dont les nœuds sont déplacés au cours du temps (loi de mouvement cyclique) ;
3. le retour du maillage à son état initial après plusieurs cycles de déformation, permet de vérifier l'absence ou non d'un champ de vitesse parasite (ainsi que pour la pression et l'énergie)

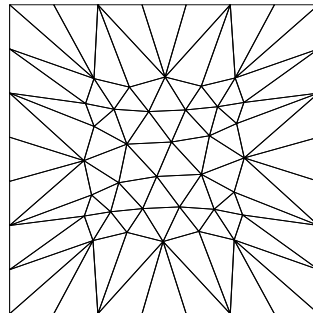
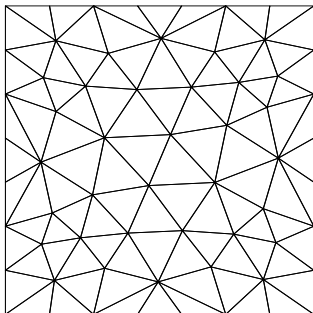
Le domaine choisi est un carré de côté $2m$ centré au point de coordonnées $\vec{x}(0) = (0, 1.)$ afin de simplifier la mise en œuvre du test. Ce décalage par rapport à l'axe \vec{x} permet de traiter aussi bien le cas bidimensionnel qu'axisymétrique.

Un déplacement radial des noeuds est imposé de façon périodique par la relation :

$$\vec{x}(t) = (\vec{x}_{init} - \vec{x}(0))(\Delta R(\cos(2\pi\omega t) - 1) + 1) + \vec{x}(0)$$

où $\Delta R = 0.1m$ est l'amplitude maximale du déplacement radial du point et ω la fréquence du cycle. Les points \vec{x}_{init} et $\vec{x}(0)$ sont respectivement les coordonnées initiales du noeud et les coordonnées du centre du domaine (inchangées dans le temps).

Les frontières sont supposées immobiles et le calcul est conduit sur plusieurs cycles. Trois cas différents ont été considérés respectivement pour des intégrations sur des maillages pris aux instant t^n , $t^{n+1/2}$ et t^{n+1} . D'après le critère GCL, seul le second cas doit assurer l'absence de champ parasite.



(a) Maillage initial de la *boîte fermée*

(b) Maillage déformé

Figure 69 – Maillage initial et maillage déformé après une demie période

Sont représentés sur les figures 69(a) et (b), le maillage à l'état initial (non déformé) et le même déformé après un demi-cycle d'évolution ($t = 0.005 \text{ s}$ pour $\omega = 100 \text{ Hz}$).

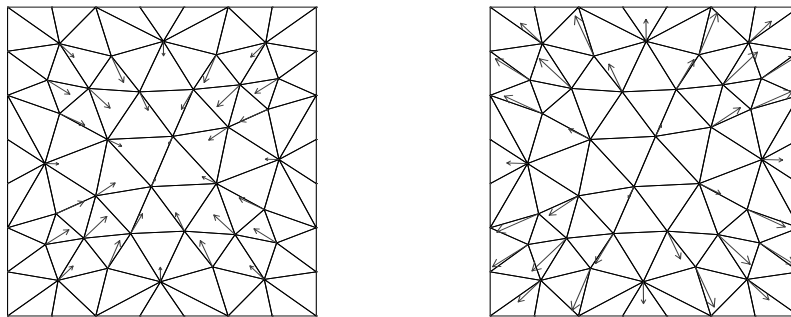
Le champ initial est ici supposé à vitesse nulle et la fréquence imposée au maillage de 100 Hz conduit à une vitesse maximale au maillage de 26 m/s . L'incrément en temps est déterminé par une condition CFL à 0.9 .

Sur les figures 70(a) et (b), sont représentés respectivement les champs bidimensionnels des vitesses parasites induites par la mobilité du maillage et pour deux choix d'algorithme d'intégration ne respectant pas le principe de consistance géométrique. Ils sont représentatifs du champ de vitesses après un cycle de calcul ($t = 0.01 \text{ s}$).

Le premier cas (Figure 70(a)) est obtenu en effectuant une intégration des termes de flux sur la géométrie à l'instant t^n , le second cas (Figure 70(b)) sur la géométrie prise à l'instant t^{n+1} . Il apparaît clairement dans les deux cas un champ parasite dont la vitesse moyenne est de 0.1 m/s .

Pour une intégration respectant le critère de consistance géométrique, ce champ est totalement absent.

Ces calculs ont été effectués aussi bien pour des champs bidimensionnels qu'axisymétriques avec prise en compte d'un écoulement uniforme et pour diverses orientations et conduisent aux mêmes observations.



(a) Intégration du maillage à l'instant t^n (b) Intégration du maillage à l'instant t^{n+1}

Figure 70 – Non respect de la loi GCL : apparitions de vitesses parasites du fluide

La nécessité de vérifier la consistance du schéma doit cependant être vue de manière relative. En effet, selon l'amplitude des champs de vitesses fluide et du maillage, des rapports de vitesses élevés ne justifieront certainement pas le coût de calcul supplémentaire induit par cette approche. Mais pour des cas de vitesses fluide et de maillage relativement proches, le non respect de ce principe peut conduire à son tour, à des résultats complètement erronés.

ANNEXE B

B Technique MSA

Cette technique se décompose en deux phases.

B.1 Phase 1 : approche pseudo matériaux

Le principe même de cette méthode est d'assimiler le maillage fluide (encore appelé par la suite de *fin*) à une structure élastique déformable complétée des conditions aux limites *ad hoc*. La déformation est alors assurée par les lois classiques de l'élasticité, les conditions aux limites imposées relevant des déplacements connus et déterminés lors du processus de couplage fluide-structure.

De manière générale, une approximation de ces relations dans un contexte aux éléments finis, conduit au système suivant :

$$[M]\{\ddot{U}\} + [K]\{U\} = \{F\}, \quad (23)$$

où :

- $[M]$: la matrice globale de 'pseudo-masse' ;
- $[K]$: la matrice globale de 'pseudo-rigidité' ;
- $\{U\}, \{\dot{U}\}$: les vecteurs nodaux globaux des déplacements et accélérations ;
- $\{F\}$: le vecteur global des sollicitations lié aux déplacements imposés sur la frontière.

Si les effets dynamiques sont retenus (matrice $[M]$) le maillage est dit *dynamique* [33] : le principal défaut de cette approche est qu'avec une matrice de pseudo-masse et une matrice de pseudo-rigidité, le maillage développe alors des fréquences et modes propres de résonances qui peuvent interagir avec la structure réelle et conduire à des effets de résonance indésirables. Pour la méthode MSA, seule la version *stationnaire* de l'équation (23) est retenue.

Les pseudo-matrices sont ici linéaires et restent valables pour des cas de grandes déformations : en effet, seuls les déplacements importent, aucune donnée en contrainte n'est nécessaire pour la déformation d'un maillage.

La matrice globale de pseudo-rigidité résulte de l'assemblage des pseudo-rigidités élémentaires du maillage grossier :

$$[K^e] = A^e [B]^T [H] [B] \quad (24)$$

avec la matrice des matériaux :

$$[H] = \begin{bmatrix} H_1 & H_2 & 0 \\ H_2 & H_1 & 0 \\ 0 & 0 & G \end{bmatrix} \text{ où } H_1 = \frac{E(1 - a\nu)}{(1 + \nu)(1 - \nu - a\nu)}, H_2 = \frac{\nu}{1 - a\nu}, G = \frac{E}{2(1 + \nu)}.$$

Le paramètre a permet de considérer respectivement les cas d'hypothèses de contraintes planes ($a = 0$) et de déformations planes ($a = 1$). La matrice $[B]$ est associée aux déformations. Pour un élément triangulaire tel qu'illustré sur la Figure 71(b), $[B]$ est donné par :

$$[B] = \frac{1}{2A^e} \begin{bmatrix} y_{23} & 0 & y_{31} & 0 & y_{12} & 0 \\ 0 & x_{32} & 0 & x_{13} & 0 & x_{21} \\ x_{32} & y_{23} & x_{13} & y_{31} & x_{21} & y_{12} \end{bmatrix},$$

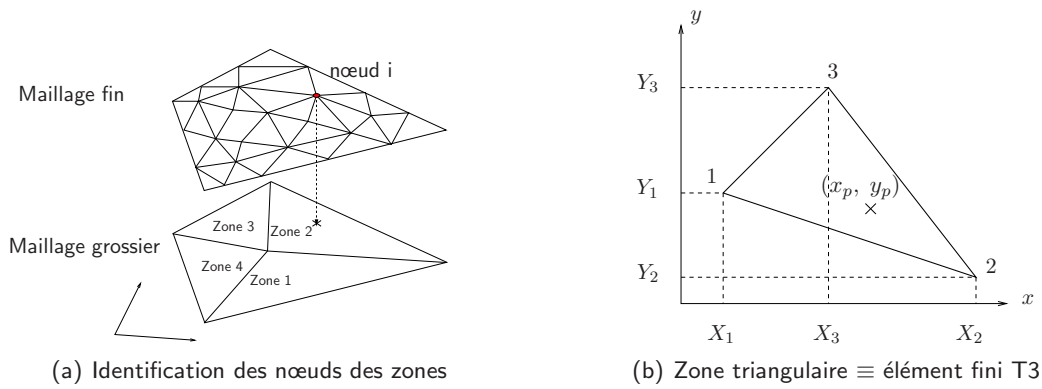


Figure 71 – Illustration des deux concepts de la technique MSA

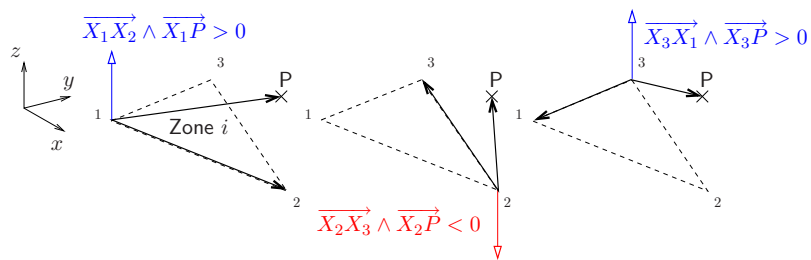


Figure 72 – Produits vectoriels de signes différents : nœud P extérieur à la zone i

avec la notation $x_{ij} = x_i - x_j$ où x_i et y_i sont les coordonnées nodales de l'élément d'aire A^e :

$$A^e = \frac{1}{2} ((x_2 - x_1)(y_3 - y_1) - (x_3 - x_1)(y_2 - y_1)).$$

Pour de plus amples détails sur l'aspect éléments finis, se référer à [91][36].

B.2 Phase 2 : recherche de la correspondance nœud-zone

La façon la plus simple de déterminer la zone d'appartenance d'un nœud du maillage fin (voir figure 71(b)) consiste à calculer trois produits vectoriels et de s'assurer qu'ils adoptent le même signe. Si tel est le cas, le nœud est interne à la zone (figure 73), dans le cas contraire il y est extérieur (figure 72).

Les trois produits vectoriels à considérer sont :

$$\vec{X}_1\vec{X}_2 \wedge \vec{X}_1\vec{P}, \quad \vec{X}_2\vec{X}_3 \wedge \vec{X}_2\vec{P} \quad \text{et} \quad \vec{X}_3\vec{X}_1 \wedge \vec{X}_3\vec{P}, \quad (25)$$

où \vec{X}_1 , \vec{X}_2 et \vec{X}_3 sont les coordonnées vectorielles des coins de la zone et P le nœud dont on cherche à déterminer l'appartenance.

Au cours du processus de déformation du maillage, la correspondance reste inchangée : la phase d'identification n'est donc réalisée qu'une seule fois au tout début du processus.

B.3 Phase 2 (suite) : procédure d'interpolation

La phase d'interpolation permet de projeter les déformations du maillage grossier vers le maillage fin. Cette procédure est basée sur l'interpolation *classique* au sens des éléments finis :

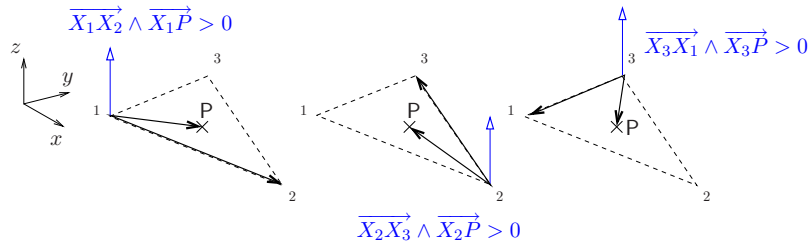


Figure 73 – Produits vectoriels de mêmes signes : nœud P interne à la zone i

$$u(x_p, y_p) = \sum_{i=1}^3 N_i(x_p, y_p) \times U_i^{zone}; \quad v(x_p, y_p) = \sum_{i=1}^3 N_i(x_p, y_p) \times V_i^{zone}. \quad (26)$$

où U_i^{zone} et V_i^{zone} (pour $i = 1, 2, 3$) sont les composantes des déplacements dans les deux directions pour les trois coins de la zone et (x_p, y_p) les coordonnées du nœud appartenant au maillage fin et dont on cherche à déterminer le déplacement. Pour un élément triangulaire, N_1 , N_2 et N_3 sont calculées par :

$$\begin{aligned} N_1(x_p, y_p) &= (X_2Y_3 - X_3Y_2 + (Y_2 - Y_3)x_p + (X_3 - X_2)y_p)/\Delta \\ N_2(x_p, y_p) &= (X_3Y_1 - X_1Y_2 + (Y_3 - Y_1)x_p + (X_1 - X_3)y_p)/\Delta \\ N_3(x_p, y_p) &= (X_1Y_2 - X_2Y_1 + (Y_1 - Y_2)x_p + (X_2 - X_1)y_p)/\Delta \\ \text{avec } \Delta &= (X_2 - X_1)(Y_3 - Y_1) - (X_3 - X_1)(Y_2 - Y_1) \end{aligned}$$

où X_i et Y_i ($i = 1, 2, 3$) sont les coordonnées des coins.

B.4 Algorithme général de la MSA

L'algorithme général de la technique MSA peut ainsi se résumer par l'ensemble des étapes suivantes :

Phase 1 : identification des zones triangulaires :

1. identification des coins ;
2. extraction de la connectivité (similaire à celle d'un élément fini).

Phase 2 : interpolation du champ de déplacements :

1. Mise-à-jour des coordonnées des coins des zones (par extraction ou calcul) ;
2. Boucle sur les nœuds P du maillage fin :
 - (a) Recherche (ou extraction si stocké) de la zone d'appartenance (équation (25)) ;
 - (b) Extraction des coordonnées des coins X_i , Y_i et des composantes en déplacements correspondantes U_i^{zone} , V_i^{zone} ;
 - (c) Extraction des coordonnées x_p et y_p du nœud P ;
 - (d) Calcul des trois fonctions N_1 , N_2 et N_3 au nœud P (equation (27)) ;
 - (e) Interpolation des composantes en déplacements en P (equation (26)).
 - (f) Sauvegarde des paramètres si nécessaire.

Liste des tableaux

1	Comparatif des caractéristiques d'un fluide et d'une structure	40
2	Critères de qualité de maillages déformés pour différentes tailles de maillage grossier	48
3	Caractéristiques de moteurs fusée actuels et passé	60
4	Caractéristiques des divergents souples	65
5	Propriétés matériaux	69
6	Propriétés du fluide	69
7	Caractéristiques des écoulements	77
8	Fréquences considérées pour le régime de rotation forcée du divergent	78
9	Caractéristiques des calculs en mode de couplage libre	84

Table des figures

1	Exemples de pages extraites du module TICE	11
2	Aéroacoustique dans une couche de mélange	15
3	Schlieren numérique : écoulement visqueux autour d'une cavité	16
4	Hydraulique numérique	16
5	Décomposition de domaines avec équilibrage de charges (calcul de houle RE-FONDE)	17
6	Influence du nombre de découpage sur les performances CPU	17
7	Simulation de la phase de chute sans courant (extraits de la thèse d'I. Farou-Frésou)	26
8	Validation d'un modèle de phase de chute (extraits de la thèse d'I. Farou-Frésou)	26
9	Résultats issus de la thèse de Pierre Debaillon	28
10	Résultats issus de la thèse de Nisrine Alderf-Mohamad	29
11	Premiers échec et succès du premier vol d'un aéronef (décembre 1903)	32
12	Effets destructifs du <i>flutter</i>	32
13	Applications du couplage fluide-structure	33
14	Triangle des forces aéroélastiques	36
15	Illustration du concept de fréquence réduite	36
16	Classification des phénomènes de CFS selon la fréquence réduite f_r	37
17	Schéma simplifié du processus informatique de couplage fluide-structure	41
18	Mobilité du maillage fluide résultant de l'adéquation des frontières communes	43
19	Analogie électrique pour la mesure d'intensité selon la mobilité de la sonde	45
20	Illustration de la méthode MSA sur un maillage composé d'éléments de types Q4	46
21	Illustration de la méthode MSA pour un maillage composé de T3 avec déformation élastique	47
22	Illustration avec un profil: rotation -25 deg., déplacement (0.0, +0.3)	47
23	Méthode MSA avec encapsulage - Approche classique sans encapsulage	47
24	Principe de l'algorithme CSS <i>standard</i> [76]	49
25	Principe de l'algorithme CSS <i>généralisé</i> [76]	50
26	Influence de $\alpha = 5, 10, 20$ et 50 sur la discrétisation de la vitesse et de E_c	53
27	Calculs CFS d'une tuyère sur-détendue en rotation forcée	54
28	(1) Demie tuyère sur-détendue (2) Profil pariétal de pression	55
29	Moteur fusée	59
30	Profils axiaux pression et nombre de Mach - calcul 2D-axi non visqueux	60
31	Régimes de fonctionnement d'un divergent (traduit de www.aerospaceweb.org)	61
32	(1) Plan de coupe 2D (2) Profils pariétaux de pression	62
33	Mesures de charges latérales sur Vulcain en fonction de la pression de chambre (DASA, tiré de [87])	63
34	Représentation schématique du décollement libre (FSS) (tiré de [65])	63
35	Représentation schématique du décollement restreint (RSS) (tiré de [65])	63
36	Schéma descriptif des tuyères souples - Tuovila (1968)	64
37	Mode de flambement sur 7 lobes	65
38	Tuyère souple pour validation du modèle de stabilité	66
39	Essais de tuyère "souple" [43]	66
40	Résultats des essais (extraits de [43])	67
41	Description du moteur Vinci [3]	67
42	Interface utilisateur de l'outil <i>AeroFreqShift</i>	68
43	Validation analytique du modèle	69

44	Validation analytique des prédictions de décalage aéroélastique d'une demi-tuyère souple	70
45	Confrontation prédiction du modèle de Pekari étendu et calculs	71
46	Description du domaine fluide (dimensions, conditions aux limites)	72
47	Succession de Schlieren pour amorçage 2D plan non visqueux ($P_c/P_\infty = 6$)	73
48	Désaccord entre prédictions et calculs couplés fluide-structure	74
49	Mesure RMS de la sensibilité du déplacement du pied choc en fonction de f , θ_o pour $P_c/P_\infty = 5$	74
50	RMS de la sensibilité de X_{sep} (paroi de gauche) fonction de NPR et de f (régime forcé)	75
51	Succession de Schlieren numériques pour un régime de couplage <i>faible</i> (lent) (amplitude imposée $\theta_o = 8^\circ$)	75
52	Succession de Schlieren numériques pour un régime de couplage <i>fort</i> (rapide) (amplitude imposée $\theta_o = 8^\circ$)	75
53	Analyse de la réponse du choc pour $P_c/P_\infty = 3$ (régime forcé)	78
54	Analyse de la réponse du choc pour $P_c/P_\infty = 4$ (régime forcé)	78
55	Evolution de la forme de F_x/P_o en fonction de la fréquence (3 bars en régime forcé)	79
56	Vitesse du pied de choc sur la paroi à gauche de l'axe pour $P_c/P_\infty = 3$ en régime forcé	79
57	Signaux en pression en amont du choc (paroi de droite en rouge, 3 bars 80 Hz)	80
58	Signaux en pression en aval du choc ($P_c/P_\infty = 3$)	80
59	Polaires \mathcal{P}_o -normalisées de (F_x, F_y) à NPR=3 en régime forcé	81
60	Onde transversale se propageant de la gauche vers la droite	81
61	Onde transversale se propageant de la droite vers la gauche	81
62	Théorie des caractéristiques dans un tube aux extrémités mobiles	82
63	Profils de pression extraits des simulations CFS (cas $f = 115$ Hz)	82
64	Analyse de la trajectoire de l'onde le long du choc	83
65	Analyse des signaux à $P_c/P_\infty = 3$ en couplage libre ($\theta_o = 1^\circ$) : 80, 115, 125 et 150 Hz	85
66	Analogie masse-ressort pour le choc de compression	87
67	Succession de Schlieren pour amorçage 2D plan visqueux ($P_c/P_\infty = 6$)	87
68	Influence de l'hétérogénéité du maillage sur la structure des chocs (limite en - -)	88
69	Maillage initial et maillage déformé après une demie période	92
70	Non respect de la loi GCL : apparitions de vitesses parasites du fluide	93
71	Illustration des deux concepts de la technique MSA	95
72	Produits vectoriels de signes différents : nœud P extérieur à la zone i	95
73	Produits vectoriels de mêmes signes : nœud P interne à la zone i	96

Références

- [1] A. GEIST, A. BEGUELIN, AL. PVM 3 User's Guide and Reference Manual. Tech. rep., Oak Ridge National Laboratory (May 1994).
- [2] Actes du colloque-Proceedings, CNES PARIS. *European Seminar on Rocket Nozzle Flows* (octobre 1998).
- [3] APPOLLONI, M. Vinci 180 Modal Simulation. Tech. rep., CNES (2002).
- [4] ASHLEY, H., ZARTARIAN, G. Piston Theory - A new aerodynamic tool for the aeroelastician. *Journal of the Aeronautical Sciences*, pp. 1109–1118 (December 1956).
- [5] BARTELS, R. E. Finite macro-element mesh deformation in a structured multi-block Navier-Stokes code. Tech. rep., Report NASA/TM-2005-213789 (2005).
- [6] BATINA, J. T. Unsteady Euler airfoil solutions using unstructured dynamic meshes. *AIAA Paper No. 89-0115, AIAA 27th Aerospace Sciences Meeting, Reno, Nevada, January 9-12* (1989).
- [7] BATINA, J. T. Unsteady euler algorithm with unstructured dynamic mesh for complex-aircraft aeroelastic analysis. *AIAA-89-1189* (1989).
- [8] BATOZ, J. L., DHATT, G. *Modélisation des structures par éléments finis - Vol. 1*. Hermès (1990).
- [9] BATOZ, J. L., DHATT, G. *Modélisation des structures par éléments finis - Vol. 2*. Hermès (1990).
- [10] BELYTSCHKO, T., KRONGAUZ, K., ORGAN, D., FLEMING, M., KRYSL, P. Meshless methods : An overview and recent developments. *Comput. Meth. Appl. Mech. Eng.*, 139 :3 ?47 (1996).
- [11] BISPLINGHOFF, R. L., ASHLEY, H. *Principles of Aeroelasticity*. Wiley and Son, New York (1975).
- [12] BLOM, F. J. Considerations on the spring analogy. *Int. J. for Num. Meth. in Fluids*, (32) 647-668 (2000).
- [13] BLOM, F. J., LEYLAND, P. Analysis of fluid-structure interaction on moving airfoils by means of an improved ALE method. In *Proc. of the 4th Int. Symp. on Fluid-Structure Interaction, Aeroelasticity, Flow-Induced Vibrations and Noise, AIAA 97-1770* (1997).
- [14] BLOM, F J, LEYLAND, P. Consistency of Fluid-Structure Interaction Algorithms. In *Proc. of ECCOMAS 98* (1998).
- [15] BORIS, J. P., BOOK, D. L. Flux-Corrected Transport, I. SHASTA, a Fluid Transport Algorithm That Works. *Journal of Comp. Physics*, 135, pp.172-186, (original publication : 1973) (1997).
- [16] BOULERHCHA, M. *Ecoulements Eulériens par Eléments Finis avec Raffinement de Maillage; comparaison d'un schéma centré et de schéma décentrés*. Thèse de Doctorat, Département de Génie Mécanique, Faculté des Sciences et de Génie, Université Laval, Québec (1993).
- [17] C. DEGAND, C. FARHAT. A three-dimensional torsional spring analogy method for unstructured dynamic meshes. *Computers & Structures, Volume 80, Issues 3-4, Pages 305-316* (february 2002).
- [18] C. FÖRSTER, W.A. WALL, RAMM, E. Artificial added mass instabilities in sequential staggered coupling of nonlinear structures and incompressible viscous flows. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, Vol. 196, Issue 7, 1278-1293* (2007).

- [19] CANDEL, S. *Mécanique des Fluides*. Dunod Université (1990).
- [20] CEBRAL, J R, LOHNER, R. Conservative Load Projection and Tracking for Fluid-Structure Problems. *AIAA Journal*, p. 687 (1997).
- [21] C.L. BOTTASSO, D. DETOMI, SERRA, R. The ball-vertex method : a new simple spring analogy method for unstructured dynamic meshes. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, Vol. 194, Issues 39-41, 4244-4264 (2005).
- [22] CNES, SERAM. Etude du Comportement Dynamique du Divergent du Moteur VULCAIN. Tech. rep., Laboratoire de Mécanique des Structures secteur ENSAM, Université Paris VI - Dossier 60737 (1996).
- [23] COMOLET, R. *Mécanique Expérimentale des Fluides, Tomes 1, 2, 3*. Masson (1985).
- [24] CORMACK, R. W. MAC. Numerical Computation of Compressible Viscous Flow. Stanford University course.
- [25] DECK, S., ANH, T.H. Unsteady side loads in a thrust-optimized contour nozzle at hysteresis regime. *AIAA journal ISSN 0001-1452 CODEN AIAJAH*, vol. 42, no 9, pp. 1878-1888 (2004).
- [26] DÉLERY, J. *Traité d'aérodynamique compressible - Volume 3 : application de la théorie des caractéristiques et écoulements transsoniques*. Lavoisier (2008).
- [27] DEMIRDZIC, I., PERIC, M. Space Conservation Law in Finite Volume Calculations of Fluid Flow. *Int. J. for Num. Meth. in Fluids*, vol. 8, pp. 1037-1050 (1988).
- [28] DEMIRDZIC, I., PERIC, M. Finite Volume Method for Prediction of Fluid Flow in Arbitrarily Shaped Domains with Moving Boundaries. *Int. J. for Num. Meth. in Fluids*, Vol. 10, pp. 771-790 (1990).
- [29] DHATT, G., FAFARD, M. Mécanique non linéaire. Tech. rep., Institut Pour la Promotion des Sciences de l'Ingénieur - Paris (Septembre 1995).
- [30] DOWELL, E. H. *Aeroelasticity of plates and shells*. Noordhoff International Publishing (1975).
- [31] E. DE LANGRE, P. HEMON, PESEUX, B. Introduction aux Interactions Fluide-Structure. Cours IPSI, Paris, 23-24 mai 2000 ().
- [32] FARHAT, C. High Performance Simulation of Coupled Nonlinear Transient Aeroelastic Problems. *Ecole d'Été - Porquerolles (France) 1-6 Juillet* (1996).
- [33] FARHAT, C., LESOINNE, M., MAMAN, N. Mixed explicit/implicit time integration of coupled aeroelastic problems : three-field formulation, geometric conservation and distributed solution. *Int. J. for Num. Meth. in Fluids*, Vol. 21, pp. 807-835 (1995).
- [34] FREY, M., HAGEMANN, G. Flow Separation and Side-Loads in Rocket Nozzles. *AIAA 99-2815* (1999).
- [35] FUNG, Y. C. *An Introduction to the Theory of Aeroelasticity*. Wiley and Son, New York (1958).
- [36] G. DHATT, G. TOUZOT, E. LEFRANÇOIS. *Méthode des éléments finis*. Hermès (2005).
- [37] GUILLARD, H., FARHAT, C. On the significance of the geometric conservation law for flow computations frey on moving meshes. *Comput. Methods Appl. Mesh. Engrg.* 190, pp. 1467-1482 (2000).
- [38] H. W. LIEPANN, A. ROSHKO. *Elements of Gasdynamics*. Dover (1957).

- [39] HADJADJ, H. *Analyse Physique et Simulation Numérique des Ecoulements Compressibles ; Application aux Tuyères de Propulseurs*. Thèse de Doctorat, LMFN-CORIA, Université Rouen - France (1997).
- [40] HELENBROOK, B. T. Mesh deformation using the biharmonic operator. *Int. J. Numer. Meth. Engng, Vol. 56, Issue 7, pp. 1007-1021* (2003).
- [41] HENDRICKSON, B., LELAND, R. The CHACO user's guide, version 2.0. *Sandia National Laboratories* (1995).
- [42] HIRSCH, C. *Numerical Computation of Internal and External flows - Vol.2 - Computational Methods for Inviscid and Viscous Flows*. Wiley and Son, New York (1990).
- [43] IFASD 2003, Amsterdam , June 04-06,. *Experimental assessment of aeroelastic coupling in a rocket engine nozzle* ().
- [44] J. LEMAÎTRE, J.-L. CHABOCHE. *Mécanique des matériaux solides*. Dunod, 2nde édition (1996).
- [45] J. ÖSTLUNG, T. DAMGAARD, FREY, M. Side-load Phenomena in Highly Overexpanded Rocket Nozzles. *37th AIAA/ASME/SAE/ASEE, Joint Propulsion Conference and exhibit, July 8-11, Salt Lake City* (2001).
- [46] K. STEIN, T. E. TEZDUYAR, R. BENNEY. Mesh moving techniques for fluid-structure interactions with large displacements. *ASME, Vol. 70, PP. 58-63* (2003).
- [47] K. STEIN, T. E. TEZDUYAR, R. BENNEY. Automatic mesh update with the solid-extension mesh moving technique. *Comput. Methods Appl. Mech. Engng. 193 2019-2032* (2004).
- [48] KESSY, E. *Decomposition de domaine et calcul parallele distribue : Application a la mecanique des fluides*. Thèse de Doctorat, LMFN-CORIA, Université Rouen - France (1997).
- [49] KHOLODAR, D.B., MORTON, S.A., CUMMINGS, R.M. Deformation of Unstructured Viscous Grids. *AIAA 43 rd Aerospace Sciences Meeting, Reno, NV, AIAA Paper 2005-0926* (January 2005).
- [50] LAX, P. D., WENDROFF, B. Systems of Conservation Laws. *Comm. Pure and Applied Mathematics, 13 : pp. 217-237* (1960).
- [51] LEFRANÇOIS, E. Thèse de Doctorat, LMFN-CORIA, Université de Rouen (Juin 1998).
- [52] LEFRANÇOIS, E. Etude numérique des charges latérales au sein des moteurs fusée avec prise en compte de l'aéroélasticité. Tech. rep., Post-doctorat CNES, Convention No 99/5652 (1998).
- [53] LEFRANÇOIS, E. Numerical validation of a stability model for a flexible over-expanded rocket nozzle. *International Journal for Numerical Methods in Fluids, Vol. 49, pages 349-369* (2005).
- [54] LEFRANÇOIS, E. Étude des phénomènes aéroélastiques dans les tuyères propulsives. Tech. rep., Contrat-recherche UTC-Gradient/CNES, N°4700016039 / DLA 094 (2006).
- [55] LEFRANÇOIS, E. A simple mesh deformation technique for fluid-structure interaction based on a submesh approach. *Int. J. for Num. Meth. in Engineering, No 75, pages 1085-1101* (2008).
- [56] LEFRANÇOIS, E., DHATT, G., VANDROMME, D. Fluid-Structural Interactions with Applications to Rocket Engines. *International Journal for Numerical Methods in Fluids, Vol. 30 - 1999, pages 865-895* (1999).

- [57] LEFRANÇOIS, E., DHATT, G., VANDROMME, D. Modèle numérique de couplage fluide-structure avec applications aux moteurs fusée. *Revue européenne des éléments finis*, Vol. 8 - No 2/1999, pages 159-199 (1999).
- [58] LEFRANÇOIS, E., DHATT, G., VANDROMME, D. Numerical Study of the Aeroelastic Stability of an Overexpanded Rocket Nozzle. *Revue européenne des éléments finis*, Vol. 9 - No 6/2000, pages 727-762 (2000).
- [59] LESOINNE, M. *Mathematical Analysis of three-field Numerical Methods for Aeroelastic Problems*. Thèse de Doctorat, University of Colorado at Boulder (1994).
- [60] LIGHTHILL, M. J. Oscillating Airfoils at High Mach Number. *Journal of the Aeronautical Sciences*, pp. 402-406 (June 1953).
- [61] LIU, X.D., OSHER, S., CHAN, T. Weighted essentially non-oscillatory schemes. *J. Comput. Phys.*, **115** (1994).
- [62] M.A. FERNÁNDEZ, J.-F. GERBEAU, GRANDMONT, C. A projection algorithm for fluid-structure interaction problems with strong added-mass effect. *Comptes Rendus Académie des Sciences, Paris*, Vol. 342, Issue 4, 279-284 (2006).
- [63] MEYNEN, S., MAYER, J., SCHAFFER, M. Coupling algorithms for the numerical simulation of fluid-structure interaction problems. In *Proc. of ECOMAS 2000* (2000).
- [64] MILLER, K., MILLER, R. N. Moving Finite Elements, (I)-(II). *SIAM J. Numer. Anal.* (1981).
- [65] MOURONVAL, A. S. *Etude numérique des phénomènes aéroélastiques en aérodynamique supersonique. Application aux tuyères propulsives..* Thèse de Doctorat, INSA-Rouen (march 2004).
- [66] NAVE, L. H., COFFEY, G. A. Sea Level Side Loads in High-Area-Ratio Rocket Engines. *AIAA Paper*, No. 73-1284 (1973).
- [67] NAYROLES, B., TOUZOT, G., VILLON, P. Generalizing the finite element method : diffuse approximation and diffuse elements. *Comput. Mech.*, 10 :307-318 (1992).
- [68] ÖSTLUNG, J. *Flow Processes in Rocket Engine Nozzles with Focus on Flow Separation and Side-Loads*. Thèse de Doctorat, Royal Institute of Technology, Dept. of Technology, S 100 - 44, Stockholm, Sweden (2002).
- [69] OTTO, S., HUSS-LEDERMAN, S., WALKER, DAVID, DONGARRA, JACK, SNIR, MARC. *MPI : The Complete Reference*, Vol. 1 and 2. Mit Press, scientific and engineering computation series (1998).
- [70] P. CAUSIN, J.F. GERBEAU, NOBILE, F. Added-mass effect in the design of partitioned algorithms for fluid-structure problems. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, Vol. 194, Issues 42-44, 4506-4527 (2005).
- [71] P. DETSUYNDER, P. HEMON, R. OHAYON B. QUINNEZ, RIBEREAU, M.T. Comportement aéroélastique Structures et Ecoulements. Cours IPSI, Paris, 7-9 juin 1994 ().
- [72] P. LE TALLEC, J.-F. GERBEAU, P. HAURET, VIDRASCU, M. Fluid structure interaction problems in large deformation. *Comptes Rendus Mécanique*, Vol. 333, Issue 12, 910-922 (2005).
- [73] PEKKARI, L. O. Aeroelastic Stability of Supersonic Nozzles with Separated Flow. *AIAA, 29th Joint Propulsion Conference and Exhibit*, Monterey, CA (1993).
- [74] PIPERNO, S. Numerical Methods Used in Aeroelasticity Simulations. Tech. rep., CER-MICS INRIA, Sophia-Antipolis (1992).

- [75] PIPERNO, S. *Simulation Numérique de Phénomènes d'Interaction Fluide Structure*. Mathématiques appliquées, Ecole Nationale des Ponts et Chaussées (juin 1995).
- [76] PIPERNO, S., FARHAT, C. Energy Based Design and Analysis of Staggered Solvers for Nonlinear Transient Aeroelastic Problems. *AIAA Paper 2000-1447* (2000).
- [77] R. LÖHNER, K. MORGAN, J. PERAIRE, VAHDATI, M. Finite Element Flux-Corrected Transport for the Euler and Navier-Stokes Equations. *Int. Jl. for Num. Meth. in Fluids, Vol. 7, 1093-1109* (1987).
- [78] R. SCHWANE, H. WONG, L. TORNGREN. Validation of Unsteady Turbulent Flow Predictions for Over-expanded Rocket Nozzles. *Proceedings of International Conference in CFD2, Sydney, Australia, Springer-Verlag, Berlin* (July 2002).
- [79] REED, D., HIDALGO, J. Fluctuating Pressure Analysis of a 2-D SSME Nozzle Air Flow Test. *Workshop for Computational Fluid Dynamic Applications in Rocket Propulsion and Launch Vehicle Technology - Huntsville, Alabama* (April 1995).
- [80] SCHMUCKER, R. H. Flow Processes in Overexpanded Chemical Rocket Nozzles - Part I : Flow Separation. Tech. rep., NASA Report - 77396 (1984).
- [81] SCHMUCKER, R. H. Flow Processes in Overexpanded Chemical Rocket Nozzles - Part II : Side-loads due to asymmetric separation. Tech. rep., NASA Report - 77396 (1984).
- [82] SHAFER, M., TESCHAUER, I. A Finite-Volume Multigrid Method for Coupled Fluid-Solid Problems. In *Proc. of ECCOMAS 98* (1998).
- [83] STAINIER, L. Aéroélasticité, Notes de cours. Tech. rep., Univ. de Liège, Dépt. Aérospatiale et Mécanique (2006).
- [84] SUMMERFIELD, M., FOSTER, C., SWAN, W. Flow separation in overexpanded supersonic exhaust nozzles. *Jet Propulsion*, **24**(9), 319–320 (September 1954).
- [85] T. J. R. HUGHES, W. K. LIU, ZIMMERMANN, T. K. Lagrangian-Eulerian finite element formulation for incompressible viscous flows. *Comput. Meths. Appl. Mech. Engrg.*, **29**, pp. 329-349 (1981).
- [86] T. TEZDUYAR, M. BEHR, LIU, J. A new strategy for finite element computations involving moving boundaries and interfaces - the deforming spatial domain/space-time procedure : I. the concept and the preliminary numerical tests. *Comput. Meths. Appl. Mech. Engrg.*, 339-351 (1992).
- [87] TERHARDT, M., HAGEMANN, G., FREY, M. Flow Separation and Side-Load Behavior of the Vulcain Engine. In American Institut of Aeronautics, Astroanotics (eds.), *35th AIAA/ASME/SAE/ASEE Joint Propulsion Conference and Exhibit* (1999).
- [88] THOMAS, P. D., LOMBARD, C. K. Geometric Conservation Law and its Application to Flow Computations on Moving Grids. *AIAA J.*, vol. 17, No. 10, pp. 1030-1037 (1979).
- [89] WONG, H. Theoretical Prediction of Resonance in Nozzle Flows. *Journal of Propulsion and Power*, Vol.21, No.2, pp. 300-313. (2005).
- [90] ZALESK, S. T. Fully multidimensionnal flux-corrected transport algorithms for fluids. *J. Comput. Phys.*, **31**, p.335 (1979).
- [91] ZIENKIEWICZ, O. C., CHEUNG, Y. K. *The Finite Element Method in Structure and Continuum Mechanics*. McGraw Hill (1967).