

# Éléments théoriques spécifiques associée au logiciel Herezh++

Gérard Rio

19 janvier 2015

## Table des matières

<b>I</b>	<b>Introduction</b>	<b>5</b>
<b>II</b>	<b>Avancement temporel</b>	<b>7</b>
<b>1</b>	<b>Introduction</b>	<b>8</b>
1.1	Présentation des différents algorithmes . . . . .	9
1.2	Différences centrées . . . . .	10
1.2.1	Généralités . . . . .	10
1.2.2	Implantation de l'algorithme générale . . . . .	11
1.3	Newmark . . . . .	12
1.4	Tchamwa-Wielgosz . . . . .	12
1.5	Runge-Kutta . . . . .	13
1.5.1	Introduction . . . . .	13
1.5.2	Avancement temporel avec le modèle de Runge-Kutta imbriqué . . . . .	14
1.5.3	Implantation . . . . .	15
1.6	Convergence des différents schémas numériques . . . . .	16
1.6.1	Consistance . . . . .	16
1.6.2	Stabilité de la méthode de Tchamwa . . . . .	17
1.7	Amortissement numérique . . . . .	19
1.7.1	Amortissement de Rayleigh . . . . .	19
1.7.2	Amortissement critique . . . . .	19
1.7.3	Bulk viscosity . . . . .	20
1.8	Algorithme de Relaxation dynamique . . . . .	20
1.8.1	Introduction . . . . .	20
1.8.2	Amortissement cinétique et calcul de masses fictives . . . . .	21
1.8.3	Amortissement visqueux critique . . . . .	23
<b>III</b>	<b>Métriques</b>	<b>25</b>

<b>2</b>	<b>Particularités liées à la vitesse de déformation virtuelle</b>	<b>26</b>
<b>IV</b>	<b>Lois de comportements</b>	<b>27</b>
<b>3</b>	<b>Loi de Hooke</b>	<b>28</b>
3.1	Opérateur tangent $\frac{\partial \sigma^{ij}}{\partial \varepsilon_{kl}}$	29
3.1.1	Cas uniquement sphérique	30
3.1.2	Cas uniquement déviatorique	30
<b>4</b>	<b>Comportement hyperélastique</b>	<b>30</b>
<b>5</b>	<b>Loi viscoélastique de Maxwell</b>	<b>30</b>
5.1	Loi et intégration	30
5.2	Opérateur tangent	32
<b>6</b>	<b>Comportement d’hystérésis</b>	<b>33</b>
6.1	Introduction	33
6.2	Historique succinct du modèle d’élasto-visco-hystérésis	33
6.3	Hysteresis contribution	34
6.3.1	Cercles neutres	34
6.3.2	Incremental behavior law	37
6.3.3	Choix de la dérivée objective	38
6.3.4	Algorithme de gestion de la mémoire discrète	40
<b>7</b>	<b>Implantation élasto ou hyper-visco-hystérésis</b>	<b>42</b>
7.1	Partie hyperélastique	42
7.2	Partie hystérésis	42
7.2.1	Linéarisation temporelle	42
7.2.2	Équation constitutive linéarisée	43
7.2.3	Résolution numérique de l’équation constitutive linéarisée	44
7.2.4	Calcul de l’opérateur tangent	44
7.3	Partie viscoélastique	45
<b>V</b>	<b>Contraintes planes</b>	<b>46</b>
<b>8</b>	<b>Variation dimension transversale</b>	<b>47</b>
8.1	Variation d’épaisseur	47
8.2	Variation de section	49
8.3	Comparaison 3D contraintes planes	50
8.4	Calcul du module de compressibilité	50
8.4.1	Cas des lois hyper-élastiques Favier et Orgeas	50
<b>9</b>	<b>Lois de contraintes planes</b>	<b>52</b>

<b>VI</b>	<b>Contact</b>	<b>53</b>
<b>10</b>	<b>Prise en compte des conditions limites de contact</b>	<b>54</b>
10.1	Réponse à la question : le point est-il intérieur à l'élément ? . . . . .	54
10.2	Création des éléments de frontière . . . . .	54
10.3	Eléments de Contact . . . . .	55
10.4	Pénalisation . . . . .	55
10.4.1	Adaptation du facteur de pénalité en fonction de la raideur des matériaux . . . . .	55
10.4.2	Adaptation du facteur de pénalité à une zone d'accostage . . . . .	56
10.5	Frottement . . . . .	56
10.5.1	Loi de Coulomb . . . . .	56
<b>VII</b>	<b>Sfe</b>	<b>59</b>
<b>11</b>	<b>Eléments SFE</b>	<b>60</b>
11.1	Introduction . . . . .	60
11.2	Estimation d'une courbure à partir de la variation de la normale de part et d'autre des arrêtes . . . . .	60
11.2.1	Problème de convergence . . . . .	62
11.3	Modèle original simple d'estimation de la courbure . . . . .	64
11.4	Modèle Sfe2 . . . . .	66
11.5	Modèle Sfe3 . . . . .	68
11.5.1	Test simple de convergence sur une géométrie de cylindre . . . . .	71
	<b>Bibliographie</b>	<b>72</b>

## Liste des tableaux

## Table des figures

1	Réponse de 0 à $4.10^{-3}$ d'une poutre en traction compression, soumise à un échelon de vitesse, discrétisée en 1 élément : influence du paramètre $\Phi$ . . . .	13
2	Position des cercles neutres pour un matériau vierge de tout chargement mécanique. . . . .	35
3	Position des cercles neutres après une <i>inversion du chargement au point A</i> . . . . .	35
4	Position des cercles neutres après deux <i>inversions du chargement aux points A et B</i> . . . . .	36
5	Comparaison pour un essai de traction simple, sur la variation de la dimension transversale, entre 1D avec contraintes planes, et 3D . . . . .	50
6	Positions des points . . . . .	61
7	cylindre . . . . .	63
8	4 éléments . . . . .	64
9	modèle simple : l'élément SFE . . . . .	65
10	modèle SFE2 : grandeurs pour le calcul sur une arête . . . . .	67
11	modèle SFE2 : éléments pour le calcul des fonctions d'interpolation . . . . .	68

Première partie  
**Introduction**

Ce document rassemble des éléments théoriques complémentaires à la documentation d'utilisation du logiciel d'une part et des cours d'éléments finis d'autre part. Le document n'est pas exhaustif et évolue en fonction des nouveaux développements dans Herezh++.

Deuxième partie

# Avancement temporel

# 1 Introduction

Nous considérons ici la simulation du comportement dynamique, qui est décrit par une équation intégrant en plus des forces internes et externes, les forces d’inertie. Ces dernières induisent une équation différentielle du second ordre en temps. Le problème est alors d’intégrer cette équation. Ceci est réalisé dans Herezh++ par différentes méthodes dites “d’avancement temporel” qui sont examinées dans la suite du document.

La dynamique forme une part importante des domaines couverts par la mécanique. On s’intéresse ici à la mécanique du solide déformable modélisée par éléments finis, bien que les méthodes présentées peuvent également être utilisées en mécanique des fluides. La logique habituelle s’appuie sur une discrétisation distincte espace-temps : spatiale avec des fonctions de formes permettant de représenter à un instant donné l’ensemble de la géométrie ; temporel avec un algorithme qui permet le calcul pas-à-pas de l’évolution de la structure. La discrétisation temporelle pas à pas permet de limiter le nombre d’inconnues à gérer au même moment c’est-à-dire le nombre de configurations ou le nombre de pas de temps. Il faut distinguer les méthodes multi-pas et les méthodes à un pas. On se référera à Chung-Lee ([[Chung and Lee, 1994](#)]) pour une bibliographie exhaustive sur le sujet. Pour notre part nous retiendrons les méthodes à un pas. Différents travaux montrent en effet qu’actuellement ces méthodes restent les moins coûteuses à précision égale.

Deux groupes de méthodes distinctes sont envisageables : explicites, implicites ou semi-implicites, ces dernières entraînant également les mêmes niveaux difficultés que les méthodes purement implicites. On les regroupera donc dans cette dernière catégorie.

Les méthodes explicites présentent l’avantage de conduire à des calculs simples, en particulier il n’est pas nécessaire de construire la matrice de raideur du système (à chaque pas de temps), ce qui permet une économie de calcul substantielle. En revanche les méthodes sont conditionnellement stables, c.-à-d. le pas de temps de la discrétisation temporelle est majoré par la plus petite période du système (spatialement discrétisé), contrairement aux méthodes implicites.

Les algorithmes classiques robustes usuels sont :

- les différences centrées pour les méthodes explicites,
- la méthode de Newmark pour les méthodes implicites.

On trouvera par exemple dans Géradin ([?]) une étude exhaustive de ces méthodes. Dans Hughes and Belytscho ([?]) un certain nombre de réflexions concernant l’étude de stabilité, de convergence, des pas de temps optimum ... Ainsi donc, seules les grandes lignes des méthodes classiques sont rappelées dans ce document.

L’utilisation d’un algorithme numérique temporel entraîne l’apparition de hautes fréquences numériques. Ces fréquences sont indépendantes de la réalité physique ce qui peut entraîner des difficultés d’interprétation des résultats. Aussi un certain nombre de travaux ont été effectués pour modifier les algorithmes traditionnels de manière à obtenir une filtration



automatique de ces hautes fréquences. Par exemple deux des méthodes les plus classiques sont la méthode HHT développée dans les années 70 pour la méthode implicite de Newmark et la méthode du Bulk Viscosity pour la méthode des différences centrées.

Ces dernières années plusieurs nouvelles méthodes explicites sont apparues ([?] [?] [?]). Ces méthodes sont en fait des déclinaisons de la méthode des différences finies centrées. Nous nous servons de l'étude du modèle de Tchamwa pour présenter les notions de précision et de stabilité de convergence en s'appuyant principalement sur les travaux de thèse d'Anthony Soive. Ces notions de précision et de stabilité sont fondamentales pour les algorithmes temporels appliqués à la dynamique.

## 1.1 Présentation des différents algorithmes

Nous utilisons la forme faible variationnelle des équations d'équilibres locales représentée par le principe des puissances virtuelles :

$$\int_{\mathcal{D}} \rho \vec{\gamma}^* \cdot \vec{V} dv = \int_{\mathcal{D}} \vec{F}^* \cdot \vec{V} dv - \int_{\mathcal{D}} \boldsymbol{\sigma} : \dot{\mathbf{D}}^* dv + \int_{\partial\mathcal{D}} \vec{T}^* \cdot \vec{V} ds \quad (1)$$

Dans le cas simple d'un comportement matériel linéaire en petite transformation, la forme discrétisée de la forme variationnelle s'exprime sous une forme matricielle classique.

$$\dot{q}^{*T} (M \ddot{q} + C \dot{q} + K q - F_{ext}) = 0 \quad (2)$$

Avec  $M$  la matrice de masse,  $C$  la matrice d'amortissement,  $K$  la matrice de raideur,  $F_{ext}$  le vecteur des efforts externes,  $q$  les degrés de libertés du système,  $\dot{q}$  les degrés de liberté des vitesses virtuelles.

L'équation devant être satisfaite quelque soit la valeur des vitesses virtuelles, cela conduit à un système d'équations.

$$M \ddot{q} + C \dot{q} + K q = F_{ext} \quad (3)$$

On voit donc apparaître dans cette équation, des dérivées temporelles du premier et du second ordre. Ce sont ces grandeurs qui sont discrétisées par les différents schémas numériques exposés ci-dessous.

Dans le cas d'un comportement non linéaire, la puissance interne n'est plus représentée sous forme de produit de matrice avec les degrés de liberté. Dans le cas de méthodes explicites, cela ne change pas les différentes expressions obtenues si l'on prend soin de remplacer les grandeurs  $C \dot{q} + K q$  par  $\mathcal{R}_{int}(q, \dot{q})$ , ce dernier terme représentant de manière globale la partie puissance interne du vecteur résidu. D'une manière équivalente on notera  $F_{ext}$  par  $\mathcal{R}_{ext}(q, \dot{q})$ , la partie puissance externe du vecteur résidu. Le cas général s'écrit alors sous la forme de :

$$M \ddot{q} + \mathcal{R}_{int}(q, \dot{q}) - \mathcal{R}_{ext}(q, \dot{q}) = 0 \quad (4)$$

Les discrétisations temporelles s'appuient sur un découpage du temps en incrément  $\Delta t$  que l'on considèrera ici en général égaux pour simplifier la présentation. Cependant on verra que ce pas de temps peu varier au cours du calcul. On note  $n$  l'indice des valeurs calculées au temps  $t = n\Delta t$ .

## 1.2 Différences centrées

### 1.2.1 Généralités

Les différences finies centrées constituent la méthode d'avancement temporel explicite la plus classique.

La discrétisation temporelle est réalisée par différences finies centrées.

$$\vec{V}_{n-\frac{\Delta t}{2}} = \frac{(\vec{X}_n - \vec{X}_{n-1})}{\Delta t} \quad \text{et} \quad \vec{V}_{n+\frac{\Delta t}{2}} = \frac{(\vec{X}_{n+1} - \vec{X}_n)}{\Delta t} \quad (5)$$

L'accélération s'en déduit.

$$\vec{\gamma}_n = \frac{(\vec{V}_{n+\frac{\Delta t}{2}} - \vec{V}_{n-\frac{\Delta t}{2}})}{\Delta t} = \frac{(\vec{X}_{n+1} - 2\vec{X}_n + \vec{X}_{n-1})}{(\Delta t)^2} \quad (6)$$

Concernant la vitesse, elle peut également être calculée à  $t$  par une méthode centrée.

$$\vec{V}_n = \frac{(\vec{X}_{n+1} - \vec{X}_{n-1})}{2\Delta t} \quad (7)$$

Les discrétisations (6, 7) s'étendent naturellement aux degrés de libertés. Prenons par exemple une interpolation classique :

$$\vec{X} = X^{ar} \varphi_r \vec{I}_a \quad (8)$$

Les fonctions d'interpolation et les vecteurs de la base absolue ne dépendent pas du temps aussi en notant  $q$  le vecteur des degrés de liberté ( $X^{ar}$ ) on obtient par différences finies des équations équivalentes à (6) et (7).

$$\ddot{q}_n = \frac{q_{n+1} - 2q_n + q_{n-1}}{(\Delta t)^2} \quad (9)$$

$$\dot{q}_n = \frac{q_{n+1} - q_{n-1}}{2\Delta t} \quad (10)$$

Pour justifier les choix effectués dans Herezh++, considérons le cas simple d'un comportement linéaire, en petites transformations. Les discrétisations précédentes sont introduites dans la forme matricielle (3). On obtient :

$$M \left( \frac{q_{n+1} - 2q_n + q_{n-1}}{(\Delta t)^2} \right) + C \left( \frac{q_{n+1} - q_{n-1}}{2\Delta t} \right) + K q_n = F_{ext} \quad (11)$$

ou encore :

$$\left( M + \frac{\Delta t}{2} C \right) q_{n+1} = \Delta t \left( \Delta t (F_{ext} - K q_n) + \frac{C}{2} q_{n-1} \right) + M (2q_n - q_{n-1}) \quad (12)$$

Cette expression montre qu'il est nécessaire d'inverser la matrice  $(M + \frac{\Delta t}{2}C)$  pour obtenir la nouvelle position  $q_{n+1}$ . Ce calcul est très rapide à effectuer dans deux cas, lorsque les matrices  $M$  et  $C$  sont constantes ou lorsqu'elles sont diagonales. Dans le premier cas par exemple en utilisant une méthode de triangulation, celle-ci peut-être réalisée une seule fois en début de programme. Dans le second cas, la rapidité est évidente. A priori la matrice de masse est naturellement constante. En revanche la matrice d'amortissement n'est constante que dans des cas très particuliers. Ceci arrive lors de l'emploi d'un amortissement "numérique" c'est-à-dire par exemple lorsqu'on emploie un amortissement artificiel pour stabiliser la réponse ou encore lors de comportement matériel très simple linéaire. Dans le cas général de comportement matériel visqueux, il n'y a aucune raison que cela conduise "naturellement" à une forme diagonale ou constante de la matrice d'amortissement. L'emploi de la formule d'Euler décentrée à droite entre les instants  $t - \Delta t$  et  $t$  pour le calcul de la vitesse est alors souvent retenue pour optimiser le temps de résolution du système.

$$\vec{V}_n = \frac{(\vec{X}_n - \vec{X}_{n-1})}{\Delta t} \quad (13)$$

Ou encore pour les degrés de liberté :

$$\dot{q}_n = \frac{q_n - q_{n-1}}{\Delta t} \quad (14)$$

Une autre solution, plus précise et plus cohérente avec la méthode des différences finies "centrée" est d'introduire l'accélération du pas précédent sous la forme :

$$\vec{V}_n = \vec{V}_{n-1/2} + \frac{\Delta t}{2} \gamma_{n-1/2} \quad (15)$$

C'est cette solution qui est retenue dans l'implantation dans Herezh++. Elle permet de n'inverser que la matrice masse, ceci même dans un cas non linéaire.

### 1.2.2 Implantation de l'algorithme générale

D'une manière pratique les calculs effectués dans Herezh++ sont les suivants :

— utilisation de l'équation d'équilibre pour obtenir l'accélération :

$$\ddot{q}_n = [M]^{-1} ((\mathcal{R}_{ext}(q_n, \dot{q}_n)) - (\mathcal{R}_{int}(q_n, \dot{q}_n))) \quad (16)$$

Les termes du membre de droite sont entièrement connus à partir des résultats précédents, la solution d'avancement est explicite.

— calcul des vitesses à  $n+1/2$ , à  $n+1$ , et calcul des positions à  $n+1$  :

$$\dot{q}_{n+1/2} = \dot{q}_{n-1/2} + \Delta t \ddot{q}_n, \quad \dot{q}_{n+1} = \dot{q}_{n+1/2} + \frac{\Delta t}{2} \ddot{q}_n, \quad q_{n+1} = q_n + \Delta t \dot{q}_{n+1/2} \quad (17)$$

— mise en place des conditions limites sur les positions et/ou les vitesses et/ou les accélérations, en fonction des données fournies par l'utilisateur.

### 1.3 Newmark

La méthode de Newmark considère la discrétisation suivante pour les vitesses et pour les positions.

$$\dot{q}_{n+1} = \dot{q}_n + \Delta t ((1 - \gamma)\ddot{q}_n + \gamma\ddot{q}_{n+1}) \quad (18)$$

$$q_{n+1} = q_n + \Delta t \dot{q}_n + \frac{\Delta t^2}{2} ((1 - 2\beta)\ddot{q}_n + 2\beta\ddot{q}_{n+1}) \quad (19)$$

Le comportement obtenu est ainsi dépendant des deux paramètres  $\gamma$  et  $\beta$ . L'étude de l'algorithme de Newmark : stabilité, précision ..., est classique. Les valeurs classiques retenues pour les deux paramètres sont 0.5 et 0.5 ce qui conduit à un algorithme inconditionnellement stable et une précision du second ordre sur la fréquence. Le cas  $\gamma = \frac{1}{12}$  et  $\beta = 0.5$  conduit à une stabilité conditionnelle de l'ordre de celle nécessaire avec la méthode des différences centrées, mais à une précision du troisième ordre ce qui constitue la précision maximale que l'on peut espérer avec la méthode de Newmark.

### 1.4 Tchamwa-Wielgosz

L'algorithme proposé par Tchamwa et Wielgosz (que l'on notera par simplicité par la suite Tchamwa) est donné par les expressions suivantes :

$$M \ddot{q}_{n+1} + \mathcal{R}_{int}(q_{n+1}, \dot{q}_{n+1}) = \mathcal{R}_{ext}(q_{n+1}, \dot{q}_{n+1}) \quad (20)$$

$$\dot{q}_{n+1} = \dot{q}_n + \lambda \Delta t \ddot{q}_n \quad (21)$$

$$q_{n+1} = q_n + \alpha \Delta t \dot{q}_n + \beta \Delta t^2 \ddot{q}_n + \gamma \Delta t \dot{q}_{n+1} \quad (22)$$

L'analyse de la consistance de l'algorithme (cf. suite du document) montre que la précision est du premier ordre lorsque  $\alpha - \gamma = 1$  et que  $\Phi = (\gamma\lambda + \beta) \neq 1$ . Cette précision sera du second ordre lorsque  $\Phi = 1$ .

L'étude de l'influence des paramètres sur la convergence du schéma numérique donne (cf. partie 1.6) :

$$\Phi > 1, \quad \alpha = 0.5, \quad \gamma = 0.5, \quad \lambda = 1., \quad \beta = \Phi - \gamma\lambda \quad (23)$$

Le seul paramètre libre est alors  $\Phi$  et l'algorithme (22) devient :

$$\begin{aligned} [M]\ddot{q}_{n+1} + \mathcal{R}_{int}(q_{n+1}, \dot{q}_{n+1}) &= \mathcal{R}_{ext}(q_{n+1}, \dot{q}_{n+1}) \\ \dot{q}_{n+1} &= \dot{q}_n + \Delta t \ddot{q}_n \\ q_{n+1} &= q_n + 0.5\Delta t \dot{q}_n + (\Phi - 0.5)\Delta t^2 \ddot{q}_n + 0.5\Delta t \dot{q}_{n+1} \end{aligned} \quad (24)$$

soit encore

$$\begin{aligned} [M]\ddot{q}_{n+1} + \mathcal{R}_{int}(q_{n+1}, \dot{q}_{n+1}) &= \mathcal{R}_{ext}(q_{n+1}, \dot{q}_{n+1}) \\ \dot{q}_{n+1} &= \dot{q}_n + \Delta t \ddot{q}_n \\ q_{n+1} &= q_n + \Delta t \dot{q}_n + \Phi \Delta t^2 \ddot{q}_n \end{aligned} \quad (25)$$

La figure (1) montre l'évolution de l'amortissement en fonction du paramètre  $\Phi$ . La simulation concerne une poutre en traction-compression soumise à une vitesse initiale à une extrémité, tandis que l'autre extrémité est maintenue fixe. La géométrie et les conditions d'essai sont les suivantes : longueur = 200 mm, section = 4 mm<sup>2</sup>, vitesse initiale à l'extrémité libre = 1000 mms, masse volumique = 8.10<sup>-9</sup>, le maillage est constitué d'une seule biellette à 2 noeuds avec interpolation linéaire.

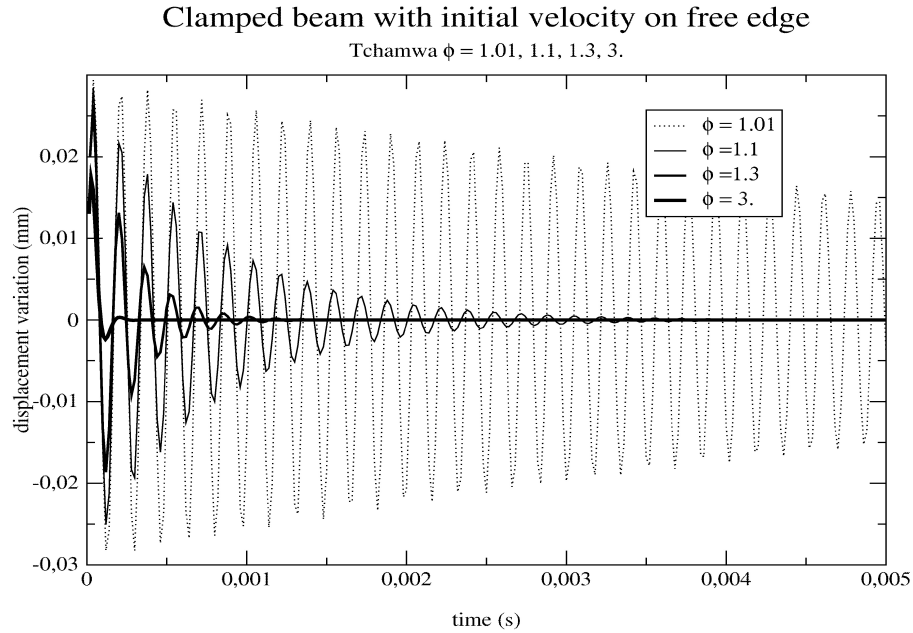


FIGURE 1 – Réponse de 0 à 4.10<sup>-3</sup> d'une poutre en traction compression, soumise à un échelon de vitesse, discrétisée en 1 élément : influence du paramètre  $\Phi$

Dans ce cas d'interpolation, la fréquence maxi que peut représenter le système est également la seule existante. Sachant que l'objectif de l'atténuation est de minimiser l'importance des hautes fréquences, on doit retrouver directement ici cette atténuation. Celle-ci est bien réelle, cependant il est nécessaire d'utiliser une valeur importante de  $\Phi$  pour obtenir une atténuation appréciable.

L'intérêt du schéma de Tchamwa concerne l'amortissement sélectif des hautes fréquences numériques, tout en évitant de modifier les basses fréquences.

## 1.5 Runge-Kutta

### 1.5.1 Introduction

L'équation (4) est une équation différentielle du second ordre en temps. On peut donc envisager de la résoudre à l'aide des méthodes classiques de la famille de Runge-Kutta (RK) [Engeln-Müllges and Uhlig, 1996],[Press et al., 2002],[Wright, 2002]. L'intérêt de cette investigation est d'étudier l'impact de la précision de l'intégration temporelle de l'équation. Les schémas vus précédemment sont au mieux des schémas du second ordre c'est-à-dire

que la solution approchée  $X_{n+1}$  correspond au mieux au développement de Taylor au second ordre de  $X(t + \Delta t)$  en fonction de  $\Delta t$ . Dans le cas des schémas RK, il est possible d’approcher théoriquement un ordre plus élevé. Il est alors possible d’étudier l’impact de cet ordre supérieur de troncature, comparé aux modèles classiques d’avancement temporel (DFC, Newmark par exemple).

L’objectif est ici d’utiliser le schéma classique de Runge-Kutta (RK) explicite avec pilotage en fonction d’une estimation d’erreur obtenue à l’aide de deux calculs imbriqués.

Ce type de méthodologie est courante pour la résolution de système d’équations différentielles du premier ordre ([Engeln-Müllges and Uhlig, 1996], [Press et al., 2002]), dans le cas où le système est de taille réduite (quelques dizaines d’équations). Dans le cas de la méthode des éléments finis, cette méthodologie n’est habituellement pas employée. Remarquons en particulier que la stabilité de la méthode est difficile à traiter. On peut signaler l’importance des travaux de l’école d’Auckland sur ce sujet, par exemple on peut se référer au document de thèse de W. Wright pour une présentation assez étendue ([Wright, 2002]).

Il est classiquement admis que les méthodes de type RK conduisent à un bon compromis précision - complexité, d’où l’idée d’observer leurs comportements dans le cadre de l’équation d’avancement temporel. L’objectif est ainsi de disposer d’une source de comparaison différente, pour les méthodes principalement étudiées, en particulier le modèle de Tchamwa.

Nous rappelons succinctement la modélisation utilisée, puis des précisions sont apportées quant à l’implantation au sein du code de calcul Herezh++.

### 1.5.2 Avancement temporel avec le modèle de Runge-Kutta imbriqué

L’équation initiale d’avancement temporel du second ordre est transformée en un couple d’équations du premier ordre selon :

$$\begin{aligned}\dot{V} &= M^{-1}(R_{ext} - R_{int}) \\ \dot{X} &= V\end{aligned}\tag{26}$$

Que l’on peut noter de manière plus générale :

$$\dot{y} = f(t, y)\tag{27}$$

Le vecteur “y” comprend ainsi les vitesses et les positions, la fonction “f” permet d’en calculer sa dérivée première par rapport au temps.

Le nombre d’inconnues du problème est ainsi doublé. Cependant, ces équations peuvent être traitées dans la pratique séquentiellement ce qui minimise l’inconvénient.

Lorsque l’on applique un schéma de type Runge-Kutta il est possible d’utiliser deux ordres successifs de précision, dont les solutions respectives par soustraction permettent d’obtenir une estimation de l’erreur d’intégration. Les opérations intermédiaires pour le calcul des deux ordres successifs sont mutualisées (utilisés deux fois) pour minimiser le coût de calcul. On obtient ainsi les formules classiques de “Prince-Dormand embedding formulas” ou encore de “Fehlberg embedding formulas”. Ces résultats étant suffisamment classiques, nous ne rappelons ici que le raisonnement général, mais pour plus de précision on pourra consulter par exemple la référence ([Engeln-Müllges and Uhlig, 1996]) §17.

Par exemple dans le cas de la méthode RK-45 (ordres 4 et 5 emboîtés), on peut écrire (cf.[Press et al., 2002] §16) pour l'ordre 5 :

$$\begin{aligned}
 k_1 &= h f(t_n, y_n) \\
 k_2 &= h f(t_n + a_2 h, y_n + b_{21} k_1) \\
 &\dots \\
 k_6 &= h f(t_n + a_6 h, y_n + b_{61} k_1 + \dots + b_{65} k_5) \\
 y_{n+1} &= y_n + c_1 k_1 + \dots + c_6 k_6 + O(h^6)
 \end{aligned} \tag{28}$$

où :  $h$  est le pas d'avancement en temps choisit,  $a_i$   $b_{ij}$   $c_i$  sont des coefficients fixes spécifiques à la méthode.  $t_n$  est le temps initial où la solution est supposé connue, l'objectif étant d'obtenir la solution à  $t_{n+1}$  c'est-à-dire  $y_{n+1}$ . On remarque, que les coefficients  $k_i$  peuvent se calculer successivement conduisant à  $y_{n+1}$  de manière explicite.

D'une manière analogue pour l'ordre 4 nous avons :

$$y_{n+1}^* = y_n + c_1^* k_1 + \dots + c_6^* k_6 + O(h^5) \tag{29}$$

ce qui conduit à l'estimation d'erreur :

$$err = \sum_{i=1}^6 (c_i - c_i^*) k_i \tag{30}$$

Cette estimation d'erreur est utilisée pour piloter l'avancement du calcul, en particulier le pas de temps. Dans la pratique, le pilotage n'est pas si simple qu'il peut paraître de prime abord. Il tient compte de la précision disponible sur la machine de calcul, d'un nécessaire équilibrage des différentes équations de (27), des notions : d'erreurs globales (à tout le membre du vecteur "y") ou locales à chaque composante, d'erreurs absolues ou relatives, d'une stratégie pour augmenter ou diminuer le pas d'un calcul à l'autre en fonction des résultats obtenus ...

Dans notre cas, nous nous sommes appuyés d'une part sur les algorithmes proposés dans (cf.[Press et al., 2002] §16.2 et dans ([Engeln-Müllges and Uhlig, 1996]) §17.3, et d'autre part sur l'algorithme "RKF45.CC" que l'on peut consulter à l'adresse ([Watts and Shampine, 2005]).

### 1.5.3 Implantation

L'implantation comprend deux parties. Tout d'abord, une classe (au sens C++) de méthodes générales de résolution d'un système d'équations différentielles du premier ordre par la méthode de Runge-Kutta imbriquée a été mise en place. Cette classe intègre : les méthodes RK d'ordre 2 et 3 classiques, RK d'ordre 3 et 4 suivant l'algorithme proposé par Fehlberg, RK d'ordre 4 - 5 suivant l'algorithme proposé par Cash-Karp, et enfin la méthode de pilotage.

Ces méthodes sont organisées sous forme de template d'une classe générique qui doit contenir la fonction "f" et le vecteur "y".

La seconde partie de l'implantation concerne la définition de l'algorithme d'avancement temporel sous forme d'une classe dédiée au même titre que l'algorithme de Tchamwa par

exemple. L'avancement temporel s'obtient à partir de la fonction "f" calculée d'après (26) et de l'algorithme de pilotage RK. Au cours du calcul de "f", on introduit les conditions limites, et on résout le système par inversion de la matrice "M".

Par rapport aux algorithmes DFC ou Tchamwa, le coût en temps de calcul d'un avancement temporel dépend de l'ordre de la méthode, mais dans tous les cas il est bien supérieur. Par exemple dans le cas RK45, 5 nouvelles évaluations de la fonction "f" (la première provenant du pas précédent) sont nécessaires pour un pas de temps, contrairement au cas DFC ou Tchamwa où une seule évaluation est nécessaire. D'une manière simplifiée, on peut dire que les méthodes DFC et dérivées sont équivalentes à une méthode RK du premier ordre sans vérification de la précision.

## 1.6 Convergence des différents schémas numériques

Un schéma numérique est dit convergent s'il est à la fois consistant et stable. L'étude de consistance et de stabilité fait appel à la notion de matrice d'amplification et la condition associée sur son rayon spectral.

La consistance permet, dans certains cas, de contraindre les paramètres de contrôle des schémas numériques. La présentation qui suit s'appuie sur des travaux effectués dans le cadre de la thèse d'Anthony Soive.

### 1.6.1 Consistance

Si l'on écrit un schéma numérique de la forme :

$$M\ddot{q}_{n+1} + \mathcal{R}_{int}(\dot{q}_{n+1}, q_{n+1}) = \mathcal{R}_{ext}(\dot{q}_{n+1}, q_{n+1})$$

$$\dot{q}_{n+1} = f(\dot{q}_n, \ddot{q}_n, \ddot{q}_{n+1})$$

$$q_{n+1} = f(q_n, \dot{q}_n, \dot{q}_{n+1}, \ddot{q}_n, \ddot{q}_{n+1})$$

et si l'on note  $u_n^T = [\dot{q}_n, q_n]$ , on peut étudier la consistance du schéma de la façon suivante :

*On dit qu'un schéma d'intégration est consistant si*

$$\lim_{h \rightarrow 0} \frac{u_{n+1} - u_n}{h} = \dot{u}_n$$

ce qui entraîne, pour les différents algorithmes explicités précédemment

— pour la méthode de Newmark ou HHT

$$\lim_{h \rightarrow 0} \frac{u_{n+1} - u_n}{h} = \lim_{h \rightarrow 0} \begin{pmatrix} (1 - \gamma)\ddot{q}_n + \gamma\ddot{q}_{n+1} \\ \dot{q}_n + h(\frac{1}{2} - \beta)\ddot{q}_n + h\beta\ddot{q}_{n+1} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \ddot{q}_n \\ \dot{q}_n \end{pmatrix}$$

— pour la méthode de Tchamwa

$$\lim_{h \rightarrow 0} \frac{u_{n+1} - u_n}{h} = \lim_{h \rightarrow 0} \begin{pmatrix} \lambda\ddot{q}_n \\ \alpha\dot{q}_n + \gamma\dot{q}_{n+1} + h\beta\ddot{q}_n \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \lambda\ddot{q}_n \\ (\alpha + \gamma)\dot{q}_n \end{pmatrix}$$



Ainsi les méthodes de Newmark et de Hilbert, Hughes et Taylor sont consistantes quelques soient la valeur de leurs paramètres. En revanche, la méthode de Tchamwa l'est si  $\lambda = 1$  et si  $\alpha + \gamma = 1$ . L'algorithme de Tchamwa devient alors :

$$\left\{ \begin{array}{l} M\ddot{q}_{n+1} + \mathcal{R}_{int}(\dot{q}_{n+1}, q_{n+1}) = \mathcal{R}_{ext}(\dot{q}_{n+1}, q_{n+1}) \\ \dot{q}_{n+1} = \dot{q}_n + h\ddot{q}_n \\ q_{n+1} = q_n + \alpha h\dot{q}_n + \beta h^2\ddot{q}_n + \gamma h(\dot{q}_n + h\ddot{q}_n) \end{array} \right. \Rightarrow \left\{ \begin{array}{l} M\ddot{q}_{n+1} + \mathcal{R}_{int}(\dot{q}_{n+1}, q_{n+1}) = \mathcal{R}_{ext}(\dot{q}_{n+1}, q_{n+1}) \\ \dot{q}_{n+1} = \dot{q}_n + h\ddot{q}_n \\ q_{n+1} = q_n + h\dot{q}_n + (\beta + \gamma)h^2\ddot{q}_n \end{array} \right.$$

### 1.6.2 Stabilité de la méthode de Tchamwa

Rappelons les expressions des équations de mouvement dans le cadre de petits déplacements :

$$M\ddot{d} + C\dot{d} + Kd = F$$

$d$  étant le déplacement nodal,  $M$  la matrice masse,  $C$  la matrice d'amortissement et  $K$  la matrice de raideur. L'algorithme de Tchamwa devient, après discrétisation temporelle et en notant  $\phi = \beta + \gamma$  :

$$\left\{ \begin{array}{l} M\ddot{q}_{n+1} + C\dot{q}_{n+1} + Kq_{n+1} = F_{n+1} \\ \dot{q}_{n+1} = \dot{q}_n + h\ddot{q}_n \\ q_{n+1} = q_n + h\dot{q}_n + h^2\phi\ddot{q}_n \end{array} \right.$$

En supposant un amortissement de type Rayleigh et en faisant la décomposition modale de l'équation d'équilibre, on a :

$$\ddot{q}_{n+1} + 2\xi\omega\dot{q}_{n+1} + \omega^2q_{n+1} = F_{n+1}$$

Le système s'écrit alors

$$\left\{ \begin{array}{l} \ddot{q}_{n+1} + 2\xi\omega\dot{q}_{n+1} + \omega^2q_{n+1} = F_{n+1} \\ \dot{q}_{n+1} = \dot{q}_n(1 - 2\xi h\omega) - h\omega^2q_n + hF_n \\ q_{n+1} = \dot{q}_n(h - 2\phi\xi h^2\omega) + q_n(1 - \phi h^2\omega^2) + \phi h^2F_n \end{array} \right.$$

Si l'on note  $u_n = \begin{pmatrix} \dot{q}_n \\ q_n \end{pmatrix}$ ,  $A$  la matrice d'amplification et  $L_n$  le vecteur de chargement, on peut écrire

$$u_{n+1} = Au_n + L_n$$

avec

$$A = \begin{pmatrix} 1 - 2\xi h\omega & -h\omega^2 \\ h(1 - 2\phi\xi h\omega) & 1 - \phi h^2\omega^2 \end{pmatrix}$$

D'autre part, la solution exacte peut s'écrire  $u(t_{n+1}) = Au(t_n) + L_n + \tau(t_n)$  où  $\tau(t_n)$  est l'erreur de troncature locale. En faisant alors la différence entre la solution exacte et la solution discrétisée, on a

$$e(t_{n+1}) = u(t_{n+1}) - u_{n+1} = A(u(t_n) - u_n) + \tau(t_n)$$

soit encore

$$\begin{aligned}
e(t_{n+1}) &= Ae(t_n) + \tau(t_n) \\
&= A\{Ae(t_{n-1}) + \tau(t_{n-1})\} + \tau(t_n) \\
&= A^2e(t_{n-1}) + A\tau(t_{n-1}) + \tau(t_n) \\
&= A^{n+1}e(t_0) + \sum_{i=0}^n A^i\tau(t_{n-i})
\end{aligned}$$

En supposant que l'erreur initiale est nulle, on obtient finalement

$$e(t_{n+1}) = \sum_{i=0}^n A^i\tau(t_{n-i}) \quad (31)$$

On dit qu'un schéma numérique est stable s'il existe un pas d'intégration  $h_0 > 0$  tel que pour tout  $h \in [0, h_0]$ , une perturbation finie du vecteur d'état à l'instant  $t_n$  n'entraîne qu'une modification non croissante du vecteur d'état  $\begin{pmatrix} \dot{q}_{n+j} \\ q_{n+j} \end{pmatrix}$  calculé à un instant ultérieur  $t_{n+j}$ .

Il faut alors que le rayon spectral  $\rho(A)$ , défini par  $\rho(A) = \max(\lambda^i)$  où  $\lambda^i$  sont les valeurs propres de  $A$ , soit strictement inférieur à 1. Les valeurs propres de  $A$  sont  $\lambda_{1,2} = A_1 + \sqrt{A_1^2 - A_2}$ , avec  $A_1 = \frac{1}{2}\text{tr}(A)$  et  $A_2 = \det(A)$ .

L'étude de ces valeurs propres permet ainsi de définir une relation entre le temps critique et le paramètre d'amortissement numérique  $\Phi$ . On obtient finalement en notant  $\Omega = \frac{\Delta t}{T} \frac{2\pi}{T}$  tel que  $\Delta t$  est le pas de temps,  $T$  est la plus petite période du système :

— Pour  $\xi = 0$

Condition sur $\phi$	condition de stabilité
$\phi \geq 1$	$\Omega < \sqrt{\frac{2}{\phi - \frac{1}{2}}}$

— Pour  $\xi \neq 0$

Conditions sur $\phi$		Conditions sur $\xi$	Stabilité $\Omega = \frac{\Delta t}{T} \frac{2\pi}{T}$
$\phi = 1 - \frac{2\xi}{\Omega}$		$\forall \xi$	$\Omega < 2$
$\phi > 1 - \frac{2\xi}{\Omega}$	$\phi < \frac{1}{2}$	$\xi \leq \sqrt{1 - 2\phi}$	inconditionnelle
	$\phi > 1$	$\forall \xi$	$\Omega \leq \frac{-\xi + \sqrt{\xi^2 + 2(\phi - \frac{1}{2})}}{\phi - \frac{1}{2}}$
	$\frac{1}{2} \leq \phi \leq 1$	$\forall \xi$	$\Omega \leq \frac{-\xi + \sqrt{\xi^2 + 2(\phi - \frac{1}{2})}}{\phi - \frac{1}{2}}$
		$\xi \leq \sqrt{2(1 - \phi)}$	inconditionnelle
		$\xi > \sqrt{2(1 - \phi)}$	$\frac{\xi + \sqrt{\xi^2 - 2(1 - \phi)}}{1 - \phi} \leq \Omega \leq \frac{\xi - \sqrt{\xi^2 - 2(1 - \phi)}}{1 - \phi}$

avec

**Remarque** Dans le cas où  $\Phi = 1$  on retrouve la méthode classique des différences finies centrées. On observe que de tous les méthodes c'est la méthode des différences finies centrées qui permet d'avoir un pas de temps critique maximal.

## 1.7 Amortissement numérique

L'objectif est ici d'introduire un amortissement numérique qui permet de stabiliser soit les hautes fréquences soit même l'ensemble de la structure.

### 1.7.1 Amortissement de Rayleigh

Une matrice de viscosité  $C$  est construite à partir de la matrice de masse  $M$  et de la matrice de raideur  $K$ . On a  $C = \eta(\alpha M + \beta K)$  qui correspond à la formule classique de Rayleigh,  $\eta$  représente le coefficient de viscosité.

Cette viscosité numérique introduit alors des forces généralisées visqueuses :

$$F_{visqueux} = -\eta(\alpha M + \beta K)\dot{q} \quad (32)$$

et une énergie visqueuse d'origine numérique :

$$E_{visqueux} = \int_0^t \dot{q}^T F_{visqueux} dt \quad (33)$$

Dans le cas d'un calcul explicite, la raideur n'est pas explicitement connue. On peut par exemple utiliser alors la relation approchée suivante sur un pas de temps  $\Delta t$  :

$$K_{ii} = \left| \frac{\delta F_i}{\Delta q_i} \right| \quad (34)$$

La matrice  $K$  ainsi obtenue est diagonale et mesure la raideur tangente du système. Cette expression n'est utilisable que dans le cas où il y a mouvement. Dans le cas où le ddl est immobile, on annule la contribution de  $K$ .

Dans Herezh++, l'amortissement complet de Rayleigh n'est possible qu'en implicite où la matrice de raideur est disponible explicitement. En explicite, seule la partie relative à la matrice masse n'est disponible. On se sert néanmoins de l'évaluation approchée de la raideur pour le calcul de l'amortissement critique (cf.1.7.2).

### 1.7.2 Amortissement critique

Il peut être intéressant d'utiliser une portion de l'amortissement critique qui correspond à l'amortissement maximum sans oscillation. Dans le cas d'un oscillateur masse-ressort à un ddl l'amortissement critique est  $C = 2 \sqrt{k m}$ ,  $k$  étant la raideur du ressort et  $m$  étant la masse du ressort.

Dans un calcul explicite, on peut se servir de l'approximation (34) de la raideur pour en déduire un amortissement critique  $C_i$  adapté à chaque ddl  $q_i$ . Les forces d'origines visqueuses numériques sont alors :

$$F_{visqueux} = -\eta C \dot{q} \quad (35)$$

$\eta$  apparaît alors comme la proportion de la viscosité critique.

### 1.7.3 Bulk viscosity

La méthode du bulk viscosity est une méthode classique qui permet de filtrer automatiquement une partie des hautes fréquences numériques introduites par le schéma numérique d'avancement temporel : par exemple classiquement avec les différences finis centrées. La méthode consiste à introduire un terme de pression hydrostatique  $P$  tel que :  $P = \rho l(C_1 l I_D^2 - C_2 c I_D)$  si la trace est négative, 0 sinon.

La contrainte finale vaut donc :

$$\boldsymbol{\sigma}_{finale} = \boldsymbol{\sigma} - P \mathbf{I} = \boldsymbol{\sigma} - \rho l(C_1 l I_D^2 - C_2 c I_D) \mathbf{I} \quad (36)$$

En fait, le bulk est implanté pour tous les éléments, indépendamment de la loi utilisée. Par contre au niveau de la sortie des résultats, la part de contrainte relative au Bulk est retirée. Ainsi seules les contraintes réelles sont affichées.

Dans le cas d'un choc (ou d'une onde de choc), le coefficient  $C_1$  de la partie quadratique en vitesse de déformation, est sensé contrôler ce qui se passe avant le pic du choc, alors que le coefficient  $C_2$  de la partie linéaire est sensée contrôler ce qui se passe après le passage du pic. Dans le cas du filtrage des hautes fréquences, c'est surtout le paramètre linéaire qui est donc prépondérant.

## 1.8 Algorithme de Relaxation dynamique

### 1.8.1 Introduction

Cette partie concerne les algorithmes de relaxation dynamique. Deux types d'amortissement sont proposés : amortissement cinétique et amortissement visqueux. Le premier s'appuie tout d'abord sur les travaux de Barnes puis amélioré par Julien Troufflard (cf. travaux de thèse) et enfin ici étendue à des éléments quelconques cf. travaux de thèse de Javier Rodriguez Garcia. Pour les détails de la bibliographie, on se reportera aux travaux de thèse de Julien et de Javier puis aux références indiquées. Sont donc indiqués ici les points particuliers, relatifs à l'implantation dans Herezh++ et les éléments théoriques nécessaires.

On considère une simulation d'un phénomène dynamique à l'aide de l'algorithme classique de DFC. L'objectif du calcul est d'obtenir la forme finale de la structure, ceci en supposant que ce résultat ne dépend pas du trajet effectué entre les configurations initiale et finale. Ainsi, dans le cas de grands pas de chargement, on ne peut raisonnablement retenir cette stratégie que dans le cas d'une loi élastique ou hyperélastique. Cependant, on sait que dans le cas de fortes non-linéarités géométriques, la forme finale peut dépendre du trajet même pour un comportement matériel élastique. Ceci constituera donc une limitation. L'algorithme est donc modifié de manière à pouvoir décomposer le chargement en plusieurs incréments (comme dans le cas d'une méthode de Newton).

Compte tenu de l'objectif, et dans le cadre des restrictions présentées, on suppose que la masse n'influence pas le résultat recherché.

L'idée est alors d'adapter pendant le calcul la valeur des composantes de la matrice masse, conjointement à une méthode d'amortissement cinétique ou d'amortissement visqueux, de manière à minimiser le temps de calcul global, ou de façon équivalente, minimiser le nombre de pas de temps conduisant à une solution stable.

### 1.8.2 Amortissement cinétique et calcul de masses fictives

L'amortissement cinétique consiste à remettre les vitesses à 0, à chaque pic d'énergie cinétique. Dans le cas où aucune énergie externe n'est fournie, seule reste disponible, l'énergie interne élastique, pour pouvoir évoluer vers la configuration d'équilibre. Lorsqu'il n'y a plus de mouvement, cela signifie que l'équilibre des forces généralisées internes et externes est réalisé : les forces d'accélération sont nulles. Ces forces d'accélération sont fonction de la masse.

Barnes propose d'adopter pour un élément triangulaire, une matrice masse diagonale dont les termes  $m_i$  sont :

$$m_i = \lambda \frac{\Delta t^2}{2} k_{imax} \quad (37)$$

avec

$$k_{imax} = \sum_e \frac{ep}{4 S_0^e} \left( \frac{E}{1-\nu^2} + \sigma_x + \sigma_y + \sigma_{xy} \right) \quad (38)$$

où  $ep$  est l'épaisseur de l'élément  $e$ ,  $S_0^e$  la surface initiale de l'élément,  $\sigma_x$   $\sigma_y$   $\sigma_{xy}$  sont les composantes du tenseur des contraintes dans un repère orthonormé que l'on suppose lié à l'élément,  $E$  et  $\nu$  sont les coefficients d'une loi élastique isotrope. Le pas de temps est arbitraire, par simplicité il est choisi égal à 1 dans la formule du calcul de la masse. La conséquence est que ce pas de temps n'intervient pas directement au niveau de l'algorithme d'avancement temporel, si ce n'est au niveau du chargement, des conditions limites et du comportement matériel. Dans ce dernier cas on sort du contexte normal de l'utilisation de l'algorithme ! voir les remarques précédentes sur la réversibilité de la loi de comportement.

Julien Troufflard propose de supprimer le terme de surface ce qui permet d'obtenir une grandeur homogène à une masse. Il montre en particulier que dans ce cas la valeur optimum du coefficient  $\Lambda$  est beaucoup plus stable, ce qui constitue un réel avantage lorsque l'on cherche à définir la valeur de ce paramètre de contrôle.

Dans notre cas, nous proposons d'étendre la formulation d'une part à d'autres éléments et d'autre part à d'autres lois de comportement. L'idée est ainsi d'étudier la faisabilité de cette extension.

Le terme  $\frac{E}{1-\nu^2}$  peut-être considéré comme contrôlant le changement de forme ou le changement de volume de l'élément. Il est donc remplacé par une combinaison linéaire du module de compressibilité et du module de cisaillement moyen, disponible pour toutes les lois élastiques et hyper-élastiques :  $\alpha K + \beta \mu$ . Dans un premier temps on pourra choisir par exemple  $\alpha = \beta = 1$  ce qui conduit à une grandeur sensiblement identique à la formule initiale à condition que l'incompressibilité ne soit pas trop importante.

Par exemple si  $\nu = 0.3$  on obtient :  $\alpha K + \beta \mu \approx 1.21 E$  alors qu'avec la formule de Barnes on a :  $E/(1-\nu) \approx 1.1 E$

Le terme  $\sigma_x + \sigma_y + \sigma_{xy}$  peut-être considéré comme représentatif du niveau de contrainte atteint dans le matériau, niveau cumulant les aspects sphérique et déviatorique. Il est donc remplacé par une combinaison d'invariants

$$1/3.(\sigma_I + \sigma_{II} + \sigma_{III}) = \frac{\mathbf{I}_\sigma}{3} \quad \text{et} \quad 0.5 \sigma_{mises}$$

, avec  $\sigma_{I_i}$  les valeurs propres de  $\boldsymbol{\sigma}$ , et  $\sigma_{mises}$  la contrainte de mises. A priori on prend la valeur absolue de chaque terme de manière à garantir une masse positive.

Au final on obtient :

$$k_{imax} = \sum_e \frac{ep}{4} \left( \alpha K + \beta \mu + \gamma \frac{\mathbf{I}_\sigma}{3} + \frac{\theta}{2} \sigma_{mises} \right) \quad (39)$$

Les paramètres  $\alpha$ ,  $\beta$ ,  $\gamma$ ,  $\theta$  permettent ainsi de contrôler l'influence de chaque entité.

Dans le cas d'un élément 3D, l'épaisseur est remplacée par la longueur caractéristique suivante :  $l_{car} = (volume)^{1/3}$ . Le reste de la formule est inchangé par commodité.

Dans le cas d'un élément 1D, l'épaisseur est remplacée par la longueur caractéristique suivante :  $l_{car} = volume / (Sectionmoyenne)$ . Le reste de la formule est inchangé par commodité.

De manière à étudier le comportement de l'algorithme, différents cas de calcul sont possibles d'une part au niveau du calcul de la masse, et d'autre part au niveau du test de la convergence.

Concernant le calcul de la masse, en prenant en compte tous les éléments "N" entourant un noeud, on considère les cas suivant :

1. la formule (39) est cumulé au noeud selon :

$$k_{noeud} = \sum_{ne=1}^N k_{imax}$$

la valeur finale à un noeud dépend donc du nombre d'éléments qui contiennent le noeud.

2. on retient la valeur maximum de (39), calculé pour tous les éléments qui contiennent le noeud :

$$k_{noeud} = Max_N(k_{imax})$$

3. on retient la valeur moyenne de (39), calculé pour tous les éléments qui contiennent le noeud :

$$k_{noeud} = \frac{1}{N} \sum_{ne=1}^N k_{imax}$$

4. idem le cas 3, et de plus on divise par la surface moyenne entourant le noeud, calculée de la manière suivante :

$$k_{noeud} = \sum_{ne=1}^N k_{imax} / \frac{S_{ne}}{nbn_{ne}}$$

où  $S_{ne}$  est la surface de l'élément et  $nbn_{ne}$  est le nombre de noeuds de l'élément.

Concernant la convergence, deux cas sont investigués :

1. la convergence s'appuie sur le résidu en absolu ou relatif suivant la méthode générale utilisée par exemple pour mesurer la convergence dans un calcul statique.
2. la convergence s'appuie sur le déplacement (ou la vitesse) selon les paramètres de l'algorithme de relaxation cinétique.

### 1.8.3 Amortissement visqueux critique

L'objectif est d'utiliser un amortissement qui permet d'atteindre le plus rapidement possible la solution statique. Tout d'abord on s'intéresse à l'algorithme proposé par P. Underwood [Underwood, 1983].

**Matrice masse** La première partie concerne le calcul de la matrice masse. Underwood propose d'utiliser le théorème de Gerschgorin qui permet de trouver une borne supérieure à la valeur propre  $i$  de la raideur d'où une matrice masse fictive permettant la stabilité qui se calcule sous la forme :

$$m_{ii} \geq \frac{1}{4}(\Delta t)^2 \sum_j |K_{ij}| \quad (40)$$

avec  $m_{ii}$  les composantes diagonales de la matrice masse,  $K_{ij}$  les composantes (i,j) de la matrice de raideur. D'une manière pratique, dans notre cas, on retient également le max des 3 composantes en dimension 3 (2 ou 1 en dimension 2 ou 1), ceci pour pallier au fait qu'une des 3 raideurs peut éventuellement être nulle, par exemple dans le cas d'une membrane. Ainsi d'une manière pratique dans Herezh la relation implantée permettant le calcul des masses fictives  $m_{ii}$ , s'écrit sous la forme de :

$$m_{ii} = \frac{\lambda(\Delta t)^2}{2} S_i \text{ avec } S(i) = \text{MAX}_{a=1}^{dim} \sum_{j=1, b=1}^{n, dim} |K(a_i, b_j)| \quad (41)$$

avec "dim" la dimension du problème physique.  $\lambda$  est un paramètre qui doit-être supérieur à 0.5 pour garantir la stabilité du schéma. Underwood propose d'utiliser un temps de 10% supérieur à la limite critique, ce qui revient à prendre une valeur de  $\lambda = 0.605 \approx 0.6$

**Mise à jour de la matrice masse :** D'une manière pratique, si l'on considère la maximum sur les 3 dimensions pour le calcul de la matrice masse (cf. 40) la raideur initiale reste souvent supérieure à la raideur en cours de calcul. Cependant, des non-linéarités de structures (éventuellement de matériau) peuvent faire apparaître un accroissement de la raideur en cours de calcul. Il est alors nécessaire de mettre à jour les masses fictives pour garantir la continuité de la stabilité. Underwood propose d'utiliser un critère qui s'appuie sur "the perturbed apparent frequency error measure" fonctionnant de la manière suivante. On calcule l'erreur  $\epsilon$  selon :

$$\epsilon = \text{MAX}_{i=1}^{nbd}(\epsilon_i) \text{ avec } \epsilon_i = \frac{\lambda(\Delta t)^2}{2} \frac{|\Delta \ddot{X}_i|}{|\Delta X_i|} \quad (42)$$

avec  $\Delta \ddot{X}_i$  l'accroissement de l'accélération pour le ddl  $i$ , lors du précédent incrément de temps, et  $\Delta X_i$  l'accroissement de la position. Puis on effectue le test  $\epsilon > 1$ , si oui, il faut soit recalculer la matrice masse ou sinon diminuer le pas de temps c'est-à-dire augmenter le paramètre  $\lambda$ .

**Amortissement visqueux** L'amortissement visqueux est introduit à l'aide d'une matrice diagonale.

$$[C] = c[M] \text{ avec } c = 2\omega_0 \quad (43)$$

$\omega_0$  est supposé être la fréquence la plus basse du système, approchée à l'aide du quotient de Rayleigh's.

$$\omega_0^2 \approx \frac{\Delta X^T K^n \Delta X}{\Delta X^T M \Delta X} \quad (44)$$

Dans le cas où la matrice  $K^n$  n'est pas directement accessible, Underwood propose une seconde approximation dans le cadre d'un algorithme d'avancement de type différences finies :

$$\omega_0^2 \approx \frac{\Delta X^T {}^l K^n \Delta X}{\Delta X^T M \Delta X} \text{ avec } {}^l K_{ii}^n = \frac{\Delta R_{i(statique)}^n}{\Delta t \dot{X}_i^{n-1/2}} \quad (45)$$

En fait la dérivée numérique peut s'effectuer soit par rapport à l'incrément de ddl soit par rapport à la vitesse :

$$(2) {}^l K_{ii}^n = \frac{\Delta R_{i(statique)}^n}{\Delta X} \quad (46)$$

Si on retient cette dernière expression sera conduirait au calcul de la fréquence minimale :

$$\omega_0^2 \approx \frac{\Delta X^T \Delta R_{i(statique)}^n}{\Delta X^T M \Delta X} \text{ ou bien } \omega_0^2 \approx \frac{\dot{X}^T \Delta R_{i(statique)}^n}{\dot{X}^T M \dot{X}} \quad (47)$$

Underwood propose également deux limitations.

- Dans le cas où la valeur obtenue pour  $\omega_0^2$  est négative, il propose de poser  $\omega_0^2 = 0$ .
- En supposant que l'on a un pas de temps proche du pas critique mis à 1, cela signifie que la fréquence maxi est proche de 2 ( $\Delta t \approx 2/\omega_{max}$ ). Dans ce cas la fréquence minimale doit également être inférieure à 2. Ainsi si l'on a :  $\omega_0^2 > 4$ , il y a une incohérence. Underwood propose de limiter  $\omega_0$  a une valeur typiquement 1.9



Troisième partie  
**Métriques**

## 2 Particularités liées à la vitesse de déformation virtuelle

La forme variationnelle de l'équation d'équilibre fait apparaître le terme de vitesse de déformation virtuelle  $\overset{*}{\mathbf{D}}$ . La présentation qui suit concerne le calcul de ce terme ainsi que sa variation par rapport aux degrés de liberté.

Tout d'abord, rappelons que la vitesse de déformation peut s'exprimer sous la forme :

$$\mathbf{D} = \frac{1}{2}(V_i|_j + V_j|_i)\hat{g}^i \otimes \hat{g}^j \quad (48)$$

Dans le cas d'une discrétisation classique  $\vec{V} = V^{ar}\vec{I}_a\varphi_r$  :

$$V_i|_j = \vec{V}_{,j} \cdot \hat{g}_i = (V^{ar}\vec{I}_a\varphi_{r,j}) \cdot (X^{bs}\vec{I}_b\varphi_{s,i}) = V^{ar}\varphi_{r,j}\varphi_{s,i}X^{as} \quad (49)$$

D'où la vitesse de déformation :

$$D_{ij} = V^{ar}(\varphi_{r,j}\varphi_{s,i} + \varphi_{r,i}\varphi_{s,j})X^{as} \quad (50)$$

Dans le cas de vitesses virtuelles :

$$\overset{*}{D}_{ij} = \overset{*}{V}^{ar}(\varphi_{r,j}\varphi_{s,i} + \varphi_{r,i}\varphi_{s,j})X^{as} \quad (51)$$

Cette expression est linéaire en fonction des degrés de liberté. On en déduit sa variation par rapport aux degrés de liberté.

$$\frac{\partial \overset{*}{D}_{ij}}{\partial X^{bs}} = \delta^{ba} \overset{*}{V}^{ar}(\varphi_{r,j}\varphi_{s,i} + \varphi_{r,i}\varphi_{s,j}) \quad (52)$$

Cette expression est constante tout au long du calcul, et ne dépend que du type d'interpolation. Elle peut donc avantageusement être évaluée et stockée au début du calcul, pour chaque type d'élément dans le cas d'un calcul implicite qui s'appuie sur une matrice tangente analytique, type Newton Raphson.

Quatrième partie

# Lois de comportements

### 3 Loi de Hooke

Il s'agit de la loi classique élastique de Hooke qui suppose une relation linéaire entre contraintes et déformations. La loi peut se représenter par exemple à l'aide de deux coefficients de proportionnalité :

$$-P = \frac{\text{trace}(\boldsymbol{\sigma})}{3} = K \text{trace}(\boldsymbol{\varepsilon}) \quad \text{et} \quad \mathbf{S} = 2 G \bar{\boldsymbol{\varepsilon}} \quad (53)$$

où  $K$  est le module de compressibilité et  $G$  le module de cisaillement.

On a :

$$K = \frac{E}{3(1-2\nu)} \quad \text{et} \quad G = \frac{E}{2(1+\nu)} \quad (54)$$

avec  $E$  et  $\nu$  le module d'Young et le coefficient de Poisson.

La contrainte peu également est calculée via l'expression équivalente suivante :

$$\boldsymbol{\sigma} = \frac{(E \nu)}{((1-2\nu)(1+\nu))} \mathbf{I}_\varepsilon + \frac{E}{(1+\nu)} \boldsymbol{\varepsilon} \quad (55)$$

L'expression  $\text{trace}(\boldsymbol{\varepsilon})$  est sensée représenter la variation relative volumique  $\frac{\Delta \text{vol}}{\text{vol}_0}$ . En petite déformation, en tenant compte de l'expression approchée :  $\lambda_i \approx 1 + \varepsilon_{ii}$ , on obtient :  $\frac{\text{vol}-\text{vol}_0}{\text{vol}_0} \approx \frac{\text{vol}-\text{vol}_0}{\text{vol}} \approx \text{trace}(\boldsymbol{\varepsilon})$ ,  $\lambda_i$  représentant l'élongation dans la direction "i" (i.e.  $\lambda_i = L_i/L_{i0}$ ).

Dans le cas de l'utilisation de la mesure de déformation logarithmique  $e_{ii} = \ln(\lambda_i)$  d'où  $\ln(V) = \text{trace}(\mathbf{e})$ , avec  $V = \text{vol}/\text{vol}_0$

Par contre dans le cas des transformations finies (grandes déformations) avec une mesure d'Almansi (mesure par défaut dans Herezh++) ou la mesure classique de Green Lagrange, l'expression représente grossièrement la variation relative de volume. Dans ce dernier contexte, la loi reste utilisable, mais la signification des coefficients change, en particulier le coefficient  $K$  ne représente plus un module de compressibilité.

On retiendra donc que les résultats dépendent du type de mesure de déformation utilisé, dans le cas des grandes déformations (ou transformations finies).

Le comportement se décline aisément en 4 cas particuliers :

1. une seule contrainte est non nulle (ex : traction simple) : utilisée par exemple par les éléments biellettes,
2. état de déformation plane : utilisée par exemple par des éléments 2D (triangles, quadrangles)
3. état de contrainte plane : utilisée par exemple par des éléments 2D (triangles, quadrangles)
4. état général 3D : utilisée par exemple par des éléments volumiques.

Dans le cas de la recherche du tenseur contrainte, on dispose du tenseur de déformation, complet pour les cas 3D, 2D en déformation plane et 1D. Pour le cas de contrainte plane, il est possible d'utiliser explicitement le fait que l'effort normal est nul, ce qui permet d'obtenir la déformation normale.

La relation (55) vraie quelque soit l'état élastique dans le cas du modèle de Hooke, permet le calcul de la déformation suivant l'axe 3, compte tenu de la nullité de la contrainte, selon par exemple en mixte :

$$\varepsilon_3^3 = \frac{-\nu}{1-\nu} (\varepsilon_1^1 + \varepsilon_2^2) \quad (56)$$

La trace de  $\varepsilon$  s'en déduit. Les termes  $\sigma_\beta^\alpha$ , ( $\alpha, \beta = 1, 2$ ) s'obtiennent alors en utilisant de nouveau la relation (55).

Dans le cas de l'utilisation de la loi en contrainte plane avec des éléments 2D (plaques, coques) l'épaisseur de l'élément varie, et est mise à jour dans le calcul. En particulier l'équilibre mécanique tient compte de la variation de l'épaisseur. On se reportera à (8.1) pour le détail du calcul de la mise à jour de l'épaisseur dans un cas générale. Bien noter que le module de compressibilité utilisé pour la mise à jour de l'épaisseur est toujours, dans le cas de la loi de Hooke, celui calculé par l'expression (54), quelle que soit la mesure de déformation utilisée. Ceci peut entraîner une différence entre les plaques ou poutres en traction, comparées à un calcul en 3D volumique, dans le cas de la mesure d'Almansi, et de grandes déformations. A priori, il est alors préférable d'utiliser une loi hyperélastique. On se reportera à (8.3) pour plus d'information. Noter également qu'il est possible d'utiliser la mesure de déformation logarithmique avec la loi de Hooke. Dans ce cas en traction simple, les calculs 3D et contraintes planes donnent les mêmes résultats (cf. 8.3).

Enfin, il est possible de définir un module d'Young thermodépendant, selon une fonction quelconque, définie soit à l'aide des fonctions analytiques déjà définies dans Herezh++ ou soit via un tableau de points.

### 3.1 Opérateur tangent $\frac{\partial \sigma^{ij}}{\partial \varepsilon_{kl}}$

On part de l'expression (55) que l'on réécrit sous la forme condensée :

$$\boldsymbol{\sigma} = \alpha_1 \mathbf{I}_\varepsilon + \alpha_2 \boldsymbol{\varepsilon} \quad (57)$$

Ou encore :

$$\sigma^{ij} = \alpha_1 \mathbf{I}_\varepsilon \hat{g}^{ij} + \alpha_2 \varepsilon_{rm} \hat{g}^{rj} \hat{g}^{mj} \quad (58)$$

On suppose que la mesure de déformation est celle d'Almansi. Dans ce cas nous avons :

$$\begin{aligned} \frac{\partial \mathbf{I}_\varepsilon}{\partial \varepsilon_{kl}} &= \hat{g}^{kl} - 2 \varepsilon^{kl} \\ \frac{\partial \hat{g}^{ij}}{\partial \varepsilon_{kl}} &= -2 \hat{g}^{ik} g^{jl} \end{aligned} \quad (59)$$

D'où le calcul de l'opérateur tangent :

$$\begin{aligned} \frac{\partial \sigma^{ij}}{\partial \varepsilon_{kl}} &= \alpha_1 \frac{\partial \mathbf{I}_\varepsilon}{\partial \varepsilon_{kl}} \hat{g}^{ij} + \alpha_1 \mathbf{I}_\varepsilon \frac{\partial \hat{g}^{ij}}{\partial \varepsilon_{kl}} + \alpha_2 \delta^{kr} \delta^{lm} \hat{g}^{ri} \hat{g}^{mj} + \alpha_2 \varepsilon_{rm} \frac{\partial \hat{g}^{ri}}{\partial \varepsilon_{kl}} \hat{g}^{mj} + \alpha_2 \varepsilon_{rm} \hat{g}^{ri} \frac{\partial \hat{g}^{mj}}{\partial \varepsilon_{kl}} \\ &= \alpha_1 (\hat{g}^{kl} - 2 \varepsilon^{kl}) \hat{g}^{ij} - 2 \alpha_1 \mathbf{I}_\varepsilon \hat{g}^{ik} \hat{g}^{jl} + \alpha_2 \hat{g}^{ik} \hat{g}^{jl} \\ &\quad - 2 \alpha_2 \varepsilon_{rm} \hat{g}^{rk} \hat{g}^{il} \hat{g}^{mj} - 2 \alpha_2 \varepsilon_{rm} \hat{g}^{ri} \hat{g}^{mk} \hat{g}^{jl} \\ &= \alpha_1 \hat{g}^{ij} \hat{g}^{kl} - 2 \alpha_1 \hat{g}^{ij} \varepsilon^{kl} + (\alpha_2 - 2 \alpha_1 \mathbf{I}_\varepsilon) \hat{g}^{ik} \hat{g}^{jl} - 2 \alpha_2 (\hat{g}^{il} \varepsilon^{jk} + \varepsilon^{ik} \hat{g}^{jl}) \end{aligned} \quad (60)$$

En notation tensorielle cela donne pour l'opérateur tangent relatif aux variations des coordonnées deux fois contravariantes de la contrainte, par rapport aux coordonnées deux fois covariantes de la déformation, et en ne conservant pour l'opérateur que les termes qui respectent les symétries, les autres termes disparaissant lors de l'application de la méthode de Newton avec le PPV :

$$\left(\frac{\partial \boldsymbol{\sigma}}{\partial \boldsymbol{\epsilon}}\right)_{..|..} = \alpha_1 \mathbf{I} \otimes \mathbf{I} - 2\alpha_1 \mathbf{I} \otimes \boldsymbol{\epsilon} + (\alpha_2 - 2\alpha_1 \mathbf{I}_\epsilon) \mathbf{I} \overset{*}{\otimes} \mathbf{I} - 4\alpha_2 \mathbf{I} \overset{*}{\otimes} \boldsymbol{\epsilon} \quad (61)$$

Avec la notation suivante :

$$\mathbf{T}'' = \mathbf{A} \overset{*}{\otimes} \mathbf{B} = 1/4.(A^{ik}.B^{jl} + A^{jk}.B^{il} + A^{il}.B^{jk} + A^{jl}.B^{ik})\hat{g}_i \otimes \hat{g}_j \otimes \hat{g}_k \otimes \hat{g}_l \quad (62)$$

### 3.1.1 Cas uniquement sphérique

Cas où seul l'opérateur de la partie sphérique est conservé. En fait, on peut utiliser les mêmes relations que précédemment, avec comme particularités :  $\alpha_1 = K$  et  $\alpha_2 = 0$  d'où le résultat :

$$\left(\frac{\partial \boldsymbol{\sigma}}{\partial \boldsymbol{\epsilon}}\right)_{..|..} = K \mathbf{I} \otimes \mathbf{I} - 2K \mathbf{I} \otimes \boldsymbol{\epsilon} + (-2K \mathbf{I}_\epsilon) \mathbf{I} \overset{*}{\otimes} \mathbf{I} \quad (63)$$

### 3.1.2 Cas uniquement déviatorique

Cas où seul l'opérateur de la partie déviatorique est conservé. En fait, on peut utiliser les mêmes relations que précédemment, avec comme particularités :  $\alpha_1 = \frac{-2G}{3} = \frac{-E}{3(1+\nu)}$  et  $\alpha_2 = 2G$  d'où le résultat en utilisant la formule (61).

## 4 Comportement hyperélastique

Les éléments théoriques concernant l'ensemble des comportements hyperélastiques implantés dans Herezh++, sont explicités dans le document "hyper-elasticite.pdf" . On se reportera donc à ce document.

## 5 Loi viscoélastique de Maxwell

### 5.1 Loi et intégration

D'une manière phénoménologique, la loi isotrope viscoélastique de type Maxwell est la composition en série d'un ressort et d'un amortisseur. Une première extension au comportement classique est la possibilité d'intégrer un comportement élastique pure pour la partie sphérique, ou un comportement visqueux différent de celui pour la partie déviatorique. La partie sphérique élastique peut ainsi être soit identique à une loi de Hooke c'est-à-dire sans viscosité ou soit avec une évolution visqueuse. La partie déviatorique est systématiquement visqueuse. Ainsi la loi s'écrit pour la partie sphérique dans le cas sans viscosité :

$$\mathbf{I}_\sigma = \frac{E}{(1 - 2\nu)} \mathbf{I}_\epsilon \quad (64)$$

$\mathbf{I}_\sigma$  et  $\mathbf{I}_\varepsilon$  étant les traces des tenseurs contraintes et déformations. Et dans le cas avec viscosité :

$$\mathbf{I}_D = \frac{1}{3K} \dot{\mathbf{I}}_\sigma + \frac{\mathbf{I}_\sigma}{\mu_p} \quad (65)$$

Avec  $3K = E/(1 - 2\nu)$

Pour la partie déviatoire on a :

$$\bar{\mathbf{D}} = \frac{1}{2G} \dot{\mathbf{S}} + \frac{\mathbf{S}}{\mu} \quad (66)$$

avec  $\bar{\mathbf{D}}$  le déviateur du tenseur vitesse de déformation et  $\dot{\mathbf{S}}$  une dérivée matérielle du déviateur des contraintes. Les paramètres de la loi sont ainsi le module d'Young  $E$ , le coefficient de Poisson  $\nu$ , la viscosité  $\mu$ , qui peuvent être, dépendants ou non de la température, et éventuellement (mais ce n'est pas obligatoire) une viscosité sur la partie sphérique  $\mu_p$ .

Trois types de dérivée matérielle sont implantées dans Herezh++ : Jauman (c'est-à-dire 1/2 de la somme des dérivées de Lee en mixte dans les deux sens), de Lee deux fois covariantes (valeur par défaut), et de Lee deux fois contravariantes. Un paramètre de réglage optionnel permet de choisir entre ces 3 cas.

Une deuxième extension à la loi classique est la possibilité de choisir une viscosité non linéaire pour la partie scission. Ceci s'effectue par la définition d'une fonction multiplicative  $f(\mathbf{II}_{\bar{\mathbf{D}}})$  définie à la suite du mot clé "fac\_mu\_cissionD=". La viscosité indiquée est alors multipliée par  $f(\mathbf{II}_{t_f \bar{\sigma}_D})$  calculée en fonction du taux de cisaillement en cours.

D'une manière pratique, la loi de comportement est intégrée par linéarisation de l'équation constitutive. Considérons un pas de temps  $\Delta t$  et l'accroissement de contrainte correspondant  $\Delta \sigma$ . Cherchons tout d'abord à intégrer la partie sphérique de la loi (cas d'une viscosité pour la partie sphérique). A partir de (65) nous avons :

$$\frac{\Delta \mathbf{I}_\sigma}{\Delta t} = 3 K \left( \mathbf{I}_D - \frac{\mathbf{I}_\sigma}{\mu_p} \right) = 3 K \left( \mathbf{I}_D - \frac{\mathbf{I}_{(t)\sigma}}{\mu_p} - \frac{\Delta \mathbf{I}_\sigma}{\mu_p} \right) \quad (67)$$

d'où

$$\Delta \mathbf{I}_\sigma = \frac{3 K \Delta t \mu_p}{(\mu_p + 3 K \Delta t)} \left( \mathbf{I}_D - \frac{\mathbf{I}_{(t)\sigma}}{\mu_p} \right) \quad (68)$$

Le choix du type de dérivée matérielle intervient au niveau du calcul du terme  $\sigma_t$  qui représente la grandeur que l'on doit transporter de  $t$  à  $t + \Delta t$ .

Dans le cas d'une dérivée deux fois covariantes nous avons à l'instant final :

$${}_{..t}^{t+\Delta t} \sigma_{(t)} = \sigma_{ij}(t) \hat{g}^i \otimes \hat{g}^j \quad (69)$$

Pour la dérivée deux fois contravariantes :

$${}_{..t}^{t+\Delta t} \sigma_{(t)} = \sigma^{ij}(t) \hat{g}_i \otimes \hat{g}_j \quad (70)$$

Pour la dérivée de Jauman, on utilise le transport correspondant à la demi-somme des deux résultats précédents.

Dans le cas de la partie déviatorique, le même raisonnement conduit à une relation similaire :

$$\Delta \mathbf{S} = \frac{2 G \Delta t \mu}{(\mu + 2 G \Delta t)} \left( \bar{\mathbf{D}} - \frac{\mathbf{S}_{(t)}}{\mu} \right) \quad (71)$$

Au final on obtient alors :

$$I_{(t+\Delta t)} \boldsymbol{\sigma} = \frac{3 K \Delta t \mu_p}{(\mu_p + 3 K \Delta t)} \left( \mathbf{I}_D + \frac{1}{3 K \Delta t} \mathbf{I}_{(t)\sigma} \right) \quad (72)$$

et

$$\mathbf{S}_{(t+\Delta t)} = \frac{2 G \Delta t \mu}{(\mu + 2 G \Delta t)} \left( \bar{\mathbf{D}} + \frac{1}{(2 G \Delta t)} \mathbf{S}_{(t)} \right) \quad (73)$$

## 5.2 Opérateur tangent

Deux types d'opérateurs tangents sont nécessaires : la variation des contraintes par rapport aux ddl, et la variation des contraintes par rapport aux composantes de la déformation (pour le fonctionnement Umat par exemple ou encore de contraintes planes...).

Le calcul de la contrainte faisant intervenir la vitesse de déformation, il nous faut connaître sa variation. Pour cela, cette dernière est linéarisée selon :

$$D_{ij} = \frac{\Delta \varepsilon_{ij}}{\Delta t} \quad (74)$$

d'où

$$\frac{\partial D_{ij}}{\partial ddl} = \frac{1}{\Delta t} \frac{\partial \varepsilon_{ij}}{\partial ddl} \quad (75)$$

D'une manière plus exhaustive, à partir des relations (72) (73), les termes susceptibles de varier, en dehors de la vitesse de déformation, sont : le coefficient de viscosité non linéaire  $\mu(\mathbf{I}\mathbf{I}_D)$  et la contrainte  $\boldsymbol{\sigma}_{(t)}$  transportée de  $t$  à  $t+\Delta t$ .

Pour le premier terme à partir de la définition  $\mathbf{I}\mathbf{I}_{\bar{\mathbf{D}}} = \mathbf{D} : \mathbf{D}$  on a :

$$\frac{\partial \mu}{\partial ddl} = 2. \mu' \frac{\partial \mathbf{D}}{\partial ddl} : \mathbf{D} \quad (76)$$

avec  $\mu'$  la dérivée de la fonction  $\mu$  :  $\mu'(x) = d\mu/dx$

Pour le second terme, le résultat dépend du type de transport. Dans tous les cas, la dérivée des composantes transportées, exprimées dans la base de transport, est nulle. Ensuite, lorsque l'on change de base il faut tenir compte de la variation des composantes de la métrique.

Par exemple, supposons que l'on considère un transport deux fois covariants, et que l'on cherche à connaître la variation des composantes mixtes on a :

$$\frac{\partial \sigma_i^j}{\partial ddl} = \sigma_{ik} \frac{\partial \hat{g}^{kj}}{\partial ddl} \quad (77)$$

Dans le cas où d'un calcul Umat, les calculs s'effectuent dans une base de travail ortho-normée. Actuellement, les cinématiques sont considérées irrotationnelles, ainsi les dérivées temporelles sont directement effectuées dans le repère de travail.



## 6 Comportement d'hystérésis

### 6.1 Introduction

Le modèle proposé s'appuie sur de nombreux travaux de recherche. Nous proposons, dans ce chapitre, d'en retracer brièvement l'historique. Ce modèle a été initialement implanté dans le logiciel Herezh dans une version écrite en Fortran 77 (f77) (1992-1997) puis dans une version en C++ (2002-...). Les modèles et les algorithmes utilisés reposent principalement sur les travaux de Denis Favier [Favier, 1988] et de Pierre Pégon [?]. Cependant dans le cas du code Herezh++, des développements originaux ont également introduit à travers différentes collaborations avec Guilhem Bless (en particulier concernant une nouvelle technique de détection et de gestion des points d'inversion), Hervé Laurent (loi Hyper-visco-hystérésis), Denis Favier (sur tous les aspects de l'hystérésis), que je tiens à remercier.

### 6.2 Historique succinct du modèle d'élasto-visco-hystérésis

Le modèle d'élasto-hystérésis a été présenté initialement par Pierre Guélin en 1980 [Guélin, 1980]. Durant une dizaine d'années, il a été approfondi et validé expérimentalement. L'objectif initial était la modélisation des Alliages à Mémoire de Forme (AMF). Un certain nombre d'applications ont ensuite concerné des matériaux divers (inox, matériaux granulaires, élastomères,...). Ces travaux se sont concrétisés par deux documents importants : les thèses d'état de Denis Favier [Favier, 1988] et de Pierre Pégon [?].

La modélisation de phénomènes cycliques est l'objectif principal de ce type de loi. Ce modèle ayant, en effet, peu d'intérêt dans le cas d'un chargement monotone.

L'originalité de ce modèle provient de la prise en compte de la partie d'hystérésis sous forme d'une mémorisation discrète. L'idée principale repose sur des états discrets des variables thermodynamiques globales telles que la puissance ou les énergies mises en jeu. Notons également que l'on cherche avant tout, une modélisation phénoménologique même si le comportement décrit peut s'expliquer et s'analyser au niveau microscopique.

Par rapport aux modèles classiques de plasticité (car l'hystérésis s'apparente à de la plasticité), la modélisation s'appuie sur un concept de décomposition des efforts intérieurs plutôt que sur celui beaucoup plus classique de décomposition des déformations (déformation élastique, déformation plastique visqueuse ...)

The superposition of stresses states that the Cauchy stress tensor  $\sigma$  is expressed from the contributions of :

- an hyperelastic or reversible stress contribution of Mooney-Rivlin, named  $\sigma_e$ , time and loading path independent,
- a viscoelastic stress contribution, named  $\sigma_v$ , which can be divided in several particular elementary contributions. This contribution is time dependent,
- a pure hysteresis stress contribution, named  $\sigma_h$ , only deviatoric. This contribution is time independent but follows incremental parameter. The hysteretic stress contribution depends on the loading path and takes into account an irreversible part for any loading.

The Cauchy stress tensor is then expressed by the relation :

$$\boldsymbol{\sigma} = \boldsymbol{\sigma}_e + \boldsymbol{\sigma}_v + \boldsymbol{\sigma}_h \quad (78)$$

The superposition of hyperelasticity, viscosity and hysteresis stress contributions allows reversible, non-reversible and viscous phenomena to be described together. The above relation 78 defines an elasto-visco-hysteresis tensorial scheme, analogous to the elastohysteresis one, each contribution being presented in the following part.

## 6.3 Hysteresis contribution

The hysteresis model, adapted to cyclic loading condition, is composed of an incremental behavior law (constitutive law) and an inversion and crossing point management algorithm during the cyclic evolution path.

For not heavy the notation, the subscript  $h$  is not used in this section but all stress depends on this hysteretic contributions in the following.

### 6.3.1 Cercles neutres

Le terme "cercles neutres" désigne un ensemble d'hypersurfaces dans l'espace des contraintes. Dans le cas particulier des cinématiques irrotationnelles, ces surfaces sont décrites exhaustivement dans le plan déviatoire par des cercles de rayons allant de zéro jusqu'à l'infini et emboîtées, comme des poupées russes, les uns à l'intérieur des autres. Ces surfaces sont de même nature mécanique que les surfaces de charge des modèles élastoplastiques plus classiques. Ces cercles sont qualifiés de "neutres" parce que la dissipation intrinsèque du modèle est nulle lorsque la contrainte suit un chemin de chargement compris dans l'une de ces surfaces ou sur un de ces cercles. Bien que ces cercles neutres n'interviennent pas explicitement dans l'écriture du modèle d'hystérésis pure, ils sont à la base de sa construction ([Pegon, 1988]). C'est pourquoi nous les présentons ici au lecteur, afin de mieux comprendre les objets, qui vont suivre lors de la présentation de l'algorithme de gestion de la mémoire discrète. Le caractère de cet ensemble de cercles neutres utile au modèle d'hystérésis pure est la position de ces cercles les uns relativement aux autres. Cette position évolue au cours du chargement mécanique comme nous allons l'expliquer à présent. La position initiale, c'est-à-dire pour un matériau vierge de tout chargement mécanique, est représentée à la figure 2, où les cercles sont tous concentriques autour du point de contrainte nulle. La position des cercles est ensuite fonction du chemin suivi par la contrainte depuis l'état vierge du matériau. Tant que la contrainte se déplace vers des cercles toujours plus grands, la position reste inchangée ; c'est le cas des chemins 1 et 2 de la figure 2. Par contre, lorsque la contrainte se dirige vers des cercles plus petits, alors la position change brutalement ou instantanément de sorte que :

- les cercles plus grands ne changent pas de position,
- les cercles plus petits se déplacent pour venir au contact du point courant représentant la contrainte, tout en respectant l'emboîtement des cercles les uns dans les autres.

Ce mouvement est illustré à la figure 3 par les chemins 3 et 4, succédant au chemin 2. Le même raisonnement est appliqué pour les chemins 5 et 6 de la figure 4, succédant au chemin 4. L'évènement décrit par ces mouvements instantanés des cercles neutres, ci-dessus

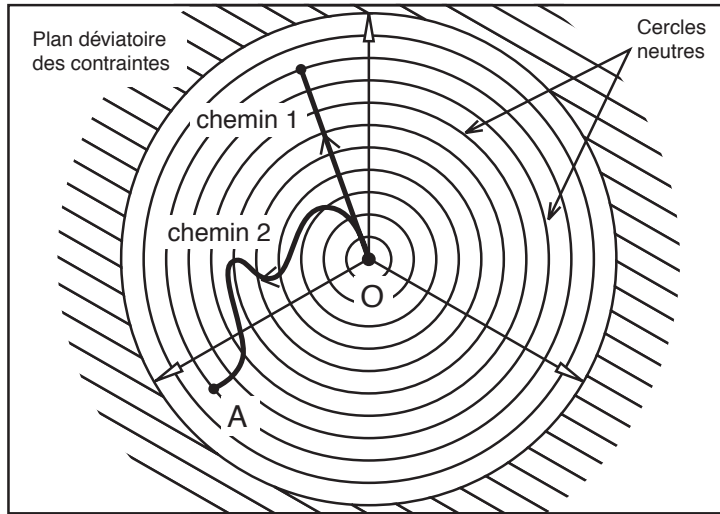


FIGURE 2 – Position des cercles neutres pour un matériau vierge de tout chargement mécanique.

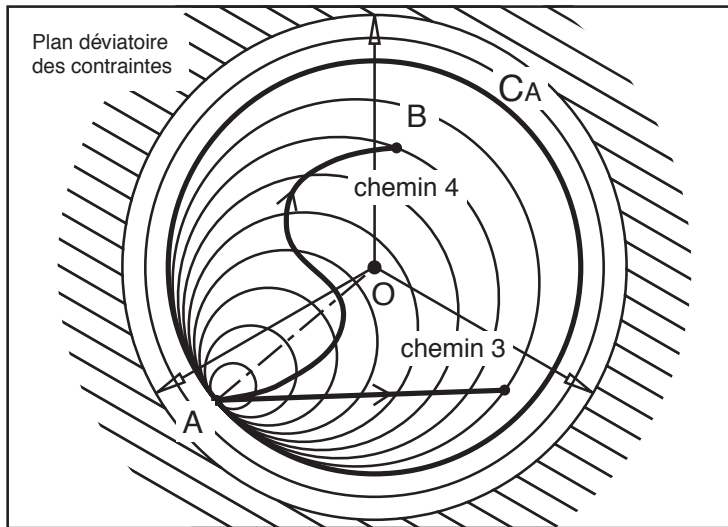


FIGURE 3 – Position des cercles neutres après une *inversion du chargement au point A*.

présentés, est appelé *inversion*, puisqu'il généralise la notion simple d'inversion du chargement mécanique dans le cas unidimensionnel, de la traction par exemple. L'algorithme de gestion de la mémoire discrète vise à mémoriser, entre autres, la contrainte à ces instants d'inversion. Elle sera alors notée par la suite

$$\bar{\sigma}_{R_i} \quad (79)$$

où  $R$  rappelle un caractère de *référence* de cette contrainte qui sera utilisée par l'équation constitutive du modèle et où  $i$  est le numéro d'ordre de l'inversion associée, indiquant

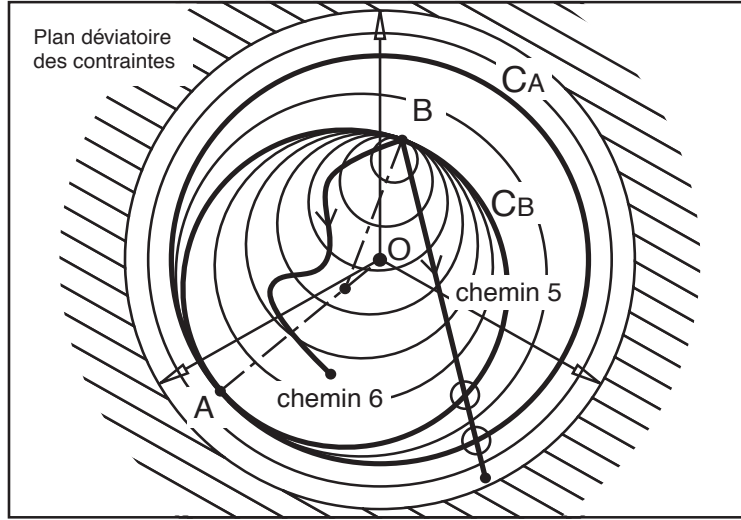


FIGURE 4 – Position des cercles neutres après deux *inversions du chargement aux points A et B*.

par là le nombre d'autres inversions précédemment mémorisées par l'algorithme. L'entier  $i$  sera 1 pour le point d'inversion A et 2 pour le point d'inversion B de la figure 4. Une autre contrainte associée à une inversion est utile à l'algorithme de mémorisation. Elle est notée

$$\bar{\sigma}_{O_i} . \quad (80)$$

Elle est la contrainte déviatoire au centre du cercle neutre à l'instant de la  $i^{\text{ème}}$  inversion ; le cercle  $C_A$  pour la première inversion et le cercle  $C_B$  pour la seconde inversion de la figure 4. Nous noterons sans numéro d'ordre  $i$

$$\bar{\sigma}_R \text{ et } \bar{\sigma}_O \quad (81)$$

les contraintes relatives à la *dernière inversion* ayant eu lieu. Enfin, nous noterons

$$\bar{\sigma}_t \text{ ( ou } \bar{\sigma} \text{ ) } , \bar{\sigma}_{O_i} \text{ et } R_t \quad (82)$$

respectivement, la contrainte déviatoire actuelle, la contrainte déviatoire au centre du cercle actuellement traversé par  $\bar{\sigma}_t$  et le rayon de ce dernier. Après les *inversions*, un second type d'évènement, appelé *coïncidence*, est privilégié par le mouvement des cercles neutres. Ces évènements ont lieu lorsque la contrainte traverse un cercle associé à une inversion précédente. Deux coïncidences arrivent lors du chemin 5 à la traversée des cercles  $C_B$  puis  $C_A$  sur la figure 4. La position des cercles neutres change alors instantanément, de sorte que :

- les cercles plus grands ne changent pas de position,
- les cercles plus petits retrouvent leur position précédant l'instant d'inversion associée au cercle traversé.

Tout se passe comme si les traces de l'inversion associée au cercle traversé sont effacées. Par exemple, sur la figure 4, lorsque la contrainte sur le chemin 5 traverse le cercle  $C_B$ ,

les cercles de rayon inférieur à  $C_B$  retrouvent leur position telles que sur la figure 3. Et de même, à la traversée du cercle  $C_A$ , les cercles plus petits retrouvent leur position de la figure 2. Le terme *première charge* désigne un chargement mécanique au cours duquel les cercles neutres sont tous concentriques autour de l'origine comme présentée à la figure 2. Un tel type de chargement est rencontré lorsque l'on commence à solliciter un matériau vierge, mais également à la suite de suffisamment de coïncidences pour effacer toute trace d'inversions précédentes. Ainsi, sur la figure 4, lors du chemin 5 et au-delà de la traversée du cercle  $C_A$ , le matériau retrouve un chargement de *première charge*. Le terme *trajet radial* désigne une portion de chemin de chargement tel que, dans le plan déviatoire de la contrainte :

- elle soit selon une ligne droite,
- cette ligne droite parte du dernier point d'inversion, autrement dit le point représentant la contrainte  $\bar{\sigma}_R$ ,
- et dans le cas particulier de la première charge, les trajets radiaux partent de l'origine du plan représentant la contrainte nulle.

Le terme dual de *radial* est *neutre*. Un trajet neutre est une portion de chemin de chargement telle que, dans le plan déviatoire de la contrainte, elle se situe sur ou le long d'un cercle neutre.

### 6.3.2 Incremental behavior law

From the outset, rheological models containing elastic and slip elements have been considered to be derived from a general pure hysteresis model ([Guélin, 1980]). The material is assumed to be isotropic and the hysteresis contribution is only deviatoric. The constitutive relation is obtained by time integration of relation :

$$\dot{\bar{\sigma}} = 2\mu\bar{D} + \beta\Phi\Delta_R^t\bar{\sigma} \quad (83)$$

avec :

$$\begin{aligned} \Phi &= \Delta_R^t\bar{\sigma} : \bar{D} - \frac{Q_{\Delta\sigma}^2 \dot{w}'}{2\mu w'} \\ \beta &= -\frac{2\mu}{(w'Q_0)^{np}(Q_{\Delta\sigma})^{2-np}} \\ Q_{\Delta\sigma} &= \sqrt{\Delta_R^t\bar{\sigma} : \Delta_R^t\bar{\sigma}} \end{aligned} \quad (84)$$

sachant que  $\Delta_R^t\bar{\sigma} = \bar{\sigma} - \bar{\sigma}_R$  et  $w' = w \cos(\alpha)$

Les notations suivantes sont utilisées :

- $R$  est un indice qui représente un instant de référence, appelé instant d'inversion du chargement,
- $t$  est le pseudo-temps courant (le temps est ici un paramètre d'avancement, son amplitude peut-être choisit de manière arbitraire, dans notre cas on le prendra variant de 0 à 1 sur un pas de temps).

La grandeur  $\Phi$  représente la dissipation intrinsèque égale à la dissipation d'origine thermique plus la dissipation d'origine entropique. La grandeur  $Q_{\Delta\sigma}$  représente la norme de l'accroissement de contrainte depuis l'instant d'inversion  $R$ .

Dans cette équation constitutive, les paramètres matériaux sont ainsi :

- $\mu$  représentant le module à l'origine du comportement en cisaillement,
- $np$  est le coefficient de Prager, qui gère le passage à la saturation,
- $Q_0$  est le seuil de saturation en cisaillement.

L'angle de phase  $\alpha$  est un angle dans le plan déviatoire de la contrainte. À condition d'interpréter  $\Delta_R^t \bar{\sigma}$  comme un vecteur dans ce plan affine allant du point représentant la contrainte  $\bar{\sigma}_R$  à la contrainte actuelle  $\bar{\sigma}$ , et aussi  $\Delta_R^O \bar{\sigma} = \bar{\sigma}_O - \bar{\sigma}_R$  comme un vecteur allant de  $\bar{\sigma}_R$  à  $\bar{\sigma}_O$ , alors  $\alpha$  est l'angle formé par ces deux vecteurs associés à  $\Delta_R^O \bar{\sigma}$  et  $\Delta_R^t \bar{\sigma}$ .

Le paramètre de Masing  $w$  vaut 1 sur le trajet de première charge et 2 sur les autres trajets. Dans le cas de trajet de chargement radiaux, la variation d'angle de phase est nulle ce qui simplifie l'équation constitutive.

Dans le cas où l'angle de phase  $\alpha$  vaut  $\Pi/2$ , le trajet est neutre, et purement réversible :

$$\dot{\bar{\sigma}} = 2\mu \bar{D}\bar{\sigma} \quad (85)$$

En retenant comme produit scalaire le produit doublement contracté et la norme associée :  $\|\mathbf{A}\| = \sqrt{\mathbf{A} : \mathbf{A}}$ , le cosinus de l'angle de phase peut être simplement représenté par la projection, dans l'espace des tenseurs, de  $\Delta_R^t \bar{\sigma}$  sur  $\Delta_R^O \bar{\sigma}$ , soit :

$$\cos(\alpha) = \frac{\Delta_R^t \bar{\sigma} : \Delta_R^O \bar{\sigma}}{\|\Delta_R^t \bar{\sigma}\| \|\Delta_R^O \bar{\sigma}\|} \quad (86)$$

**Remarque** Dans le modèle initial ([Favier, 1988],[Pegon, 1988]) l'angle de phase  $\varphi$ , dans le plan déviatoire, entre la projection d'une direction principale et la direction du déviateur d'un tenseur  $\mathbf{B}$  était calculé à partir d'invariants à l'aide de la formule classique suivante :

$$\cos(3\varphi) = \sqrt{6} \frac{\text{tr}(\bar{\mathbf{B}} \cdot \bar{\mathbf{B}} \cdot \bar{\mathbf{B}})}{(\text{tr}(\bar{\mathbf{B}} \cdot \bar{\mathbf{B}}))^{3/2}} \quad (87)$$

Chaque angle de phase ainsi déterminé n'est connu qu'à  $\pi/3$  près ce qui complexifie la détermination de l'angle  $\alpha$  entre les deux tenseurs  $\Delta_R^t \bar{\sigma}$  et  $\Delta_R^O \bar{\sigma}$ , d'où l'utilisation dans ce travail de la formule (86) qui ne présente pas ce type de difficulté.

### 6.3.3 Choix de la dérivée objective

L'équation constitutive (83) est une équation différentielle en temps. De manière à obtenir des grandeurs intégrées objectives, il nous faut retenir un choix de dérivée temporelle objective. Nous retenons pour notre calcul, dans un premier temps, une dérivée corotationnelle de Jaumann.

$$\dot{\sigma} = \frac{1}{2}(\mathcal{L}_{v..}\sigma + \mathcal{L}_v \cdot \sigma) \quad (88)$$

**Discussion** : Ce choix n'est pas anodin pour les grandes transformations. Dans le cas où l'on utilise une mesure de déformation logarithmique, la dérivée matérielle de la déformation est très proche de la vitesse de déformation  $\mathbf{D}$  ce qui n'est pas le cas pour les autres mesures. Le fait d'utiliser par exemple la mesure de déformation de Green-Lagrange ou d'Almansi ne pose pas pour autant de problème conceptuel puisque l'équation constitutive proposée ne dépend pas explicitement de la déformation.

Cependant, dans le cas d'une cinématique complexe (en particulier rotationnelle), notons qu'il n'existe qu'un seul repère rigide par rapport auquel l'intégration de la vitesse de déformation donne une mesure de déformation, il s'agit de la mesure de déformation logarithmique. La dérivée associée n'est pas alors la dérivée de Jaumann. Néanmoins, dans le cas de faible rotation, la dérivée de Jaumann en constitue une bonne approximation.

Par contre, dans le cas d'une intégration dans un repère matériel convecté, les dérivées de Lie deux fois covariantes ou deux fois contravariantes permettent d'obtenir aisément de vraies mesures de déformation, ce qui est le cas pour la mesure d'Almansi. On voit donc que d'un point de vue cinématique, les intégrations ou dérivations dans les repères convectés sont particulièrement intéressantes. La difficulté avec l'utilisation de ces mesures de déformation réside alors dans la signification de leurs invariants. En effet, seule la mesure logarithmique permet d'isoler et comptabiliser facilement la déformation volumique par rapport à la déformation de forme. Dans tous les autres cas, l'expression représentant la variation relative de volume en fonction des invariants classiques n'est pas simple ce qui pose des problèmes particulièrement ardues en plasticité classique où le respect d'une déformation volumique plastique nulle est demandé.

Dans le cadre du comportement hystérétique proposé, le comportement irréversible est intimement lié à un comportement réversible. Ainsi, il n'y a pas de décomposition possible (ce qui est voulu d'ailleurs) entre partie plastique isovolume et partie réversible pilotant le changement de volume. Le problème de l'utilisation d'invariants "pratiques" pour la déformation, ne se pose plus. Ainsi le choix d'une mesure d'Almansi qui est de manière exacte l'intégration deux fois covariantes de  $\mathbf{D}$  ou d'une autre mesure peut dépendre d'autres critères.

Concernant le choix de la dérivée matérielle de la contrainte, il est clair qu'au-delà de considération d'objectivité, qui impose d'avoir une dérivée qui respecte ce principe, il est nécessaire de prendre de plus en compte des considérations physiques pour choisir un type de dérivée. Dans notre cas, de précédentes investigations montrent que la dérivée de Jaumann, conduit à des résultats en général satisfaisants. Mais seule une confrontation finale avec l'expérience et prenant donc en compte la physique du matériau, permettra de valider plus en avant ce choix.

Reste le problème de la cohérence entre le type de dérivée utilisée pour la contrainte et le type de déformation associée à  $\mathbf{D}$ . Si l'on considère, que le choix du type de dérivée matérielle doit également s'appuyer sur la physique du matériau, il est vraisemblable qu'il n'y a pas à chercher de cohérence entre d'une part, les dérivées qui s'appliquent à la contrainte hystérétique, et d'autre part, les dérivées qui s'appliquent à la déformation, qui elles doivent s'appuyer sur des concepts purement géométriques. De la même manière, il n'est pas obligatoire de chercher à utiliser la même mesure de déformation pour chaque contribution : visqueuse, hyperélastique, et hystérétique, à condition que toutes les mesures employées soient calculées à partir de la même géométrie initiale et finale. On utilise

ainsi, le fait qu'intrinsèquement, toutes les mesures sont équivalentes.

### 6.3.4 Algorithme de gestion de la mémoire discrète

L'algorithme présenté est différent de l'algorithme original présenté par exemple par Pierre Pégon ([Pegon, 1988]) et implanté dans la version Fortran77 d'Herezh ([Rio et al., 1995]). L'algorithme s'appuie sur les travaux développés par Guilhem Blès. En particulier, l'idée d'utiliser des hyper-sphères avec différentes bornes a été originalement proposée par Guilhem Blès. L'idée est donc de travailler directement dans l'espace des tenseurs d'ordre 2.

D'une manière analogue au chapitre (6.3.2), on introduit un produit scalaire à l'aide du produit doublement contracté " : " d'où la norme  $\|\cdot\|$  et la distance "d" associée.

Au cours d'une transformation, on introduit le tenseur  $\bar{\sigma}_{O_i}$ , représentant le centre du cercle neutre associé à la  $i^{\text{ème}}$  inversion (cf. section 6.3.1). Ce tenseur satisfait l'équation suivante dans le cas où plusieurs points d'inversions sont enregistrés :

Si  $i \geq 2$

$$d(\bar{\sigma}_{O_i}, \bar{\sigma}_{R_{i-1}}) = d(\bar{\sigma}_{O_i}, \bar{\sigma}_{R_i}) \quad (89)$$

$$\text{et } \bar{\sigma}_{O_i} = \gamma (\bar{\sigma}_{R_{i-1}} - \bar{\sigma}_{O_{i-1}}) + \bar{\sigma}_{O_{i-1}} \quad (90)$$

Pour le premier point, on pose :  $\bar{\sigma}_{O_1} = \mathbf{0}$  le tenseur nul.

En fait cette relation, dans le cas d'un espace à 2 dimensions, revient à chercher le centre du cercle passant par les deux points d'inversion successifs et situé sur la droite passant par le précédent centre et point d'inversion. Dans notre cas, nous serons en dimension 9, du fait de l'utilisation des coordonnées mixtes, ce qui conduira à des calculs un peu plus complexes, mais l'idée reste similaire.

La résolution de l'équation (90) conduit à la solution :

$$\gamma = \frac{1}{2} \left( \frac{\|(\bar{\sigma}_{R_i} - \bar{\sigma}_{O_{i-1}})\|^2 - \|(\bar{\sigma}_{R_{i-1}} - \bar{\sigma}_{O_{i-1}})\|^2}{(\bar{\sigma}_{R_{i-1}} - \bar{\sigma}_{O_{i-1}}) : (\bar{\sigma}_{R_i} - \bar{\sigma}_{R_{i-1}})} \right) \quad (91)$$

Cette équation doit toujours avoir une solution  $\gamma$  comprise entre 0 et 1 car :

- le produit  $(\bar{\sigma}_{R_{i-1}} - \bar{\sigma}_{O_{i-1}}) : (\bar{\sigma}_{R_{i-1}} - \bar{\sigma}_{R_i})$  est positif, car on se situe après un point d'inversion,
- de par l'algorithme de gestion des points d'inversions et de coïncidence, on a :

$$\begin{aligned} \|(\bar{\sigma}_{R_i} - \bar{\sigma}_{O_{i-1}})\|^2 - \|(\bar{\sigma}_{R_{i-1}} - \bar{\sigma}_{O_{i-1}})\|^2 &= (\bar{\sigma}_{R_i} - \bar{\sigma}_{R_{i-1}}) : ((\bar{\sigma}_{R_i} - \bar{\sigma}_{O_{i-1}}) + (\bar{\sigma}_{R_{i-1}} - \bar{\sigma}_{O_{i-1}})) \\ &\leq 2 \cdot (\bar{\sigma}_{R_i} - \bar{\sigma}_{R_{i-1}}) : (\bar{\sigma}_{R_{i-1}} - \bar{\sigma}_{O_{i-1}}) \end{aligned} \quad (92)$$

Ainsi le tenseur  $\bar{\sigma}_{O_i}$  est fonction de  $\bar{\sigma}_{R_i}$ ,  $\bar{\sigma}_{R_{i-1}}$  et  $\bar{\sigma}_{O_{i-1}}$  ;

$$\bar{\sigma}_{O_i} = \mathcal{F}_O(\bar{\sigma}_{R_i}, \bar{\sigma}_{R_{i-1}}, \bar{\sigma}_{O_{i-1}}), \quad (93)$$

où la fonction  $\mathcal{F}_O$  peut être déduite des relations 90 et 91.



L'algorithme utilise également le terme  $R_t$  défini à la section 6.3.1 et qui se calcule ainsi :

$$R_t = \|(\bar{\sigma}_t - \bar{\sigma}_{O_t})\| \quad \text{où} \quad \bar{\sigma}_{O_t} = \mathcal{F}_O(\bar{\sigma}_t, \bar{\sigma}_R, \bar{\sigma}_O). \quad (94)$$

Comme pour l'algorithme précédent ([Pegon, 1988]), la mémoire discrète du modèle d'hystérésis pure fonctionne comme une pile informatique. Représentons cette mémoire pour un cas où sept inversions seraient mémorisées ;

indice d'inversion $i$		0		1		2		3		4		5		6		$i_{\max} = 7$
$\bar{\sigma}_{R_i}$		$\nexists$		$\bar{\sigma}_{R_1}$		$\bar{\sigma}_{R_2}$		$\bar{\sigma}_{R_3}$		$\bar{\sigma}_{R_4}$		$\bar{\sigma}_{R_5}$		$\bar{\sigma}_{R_6}$		$\bar{\sigma}_R = \bar{\sigma}_{R_7}$
$\bar{\sigma}_{O_i}$		$\nexists$		$\bar{\sigma}_{O_1} = \mathbf{0}$		$\bar{\sigma}_{O_2}$		$\bar{\sigma}_{O_3}$		$\bar{\sigma}_{O_4}$		$\bar{\sigma}_{O_5}$		$\bar{\sigma}_{O_6}$		$\bar{\sigma}_O = \bar{\sigma}_{O_7}$
$R_i$		$\nexists$		$R_1$		$R_2$		$R_3$		$R_4$		$R_5$		$R_6$		$R_{i_{\max}} = R_7$

(95)

A chaque nouvelle mémorisation, la pile s'agrandit en ajoutant une colonne par le côté droit. L'indice  $i_{\max}$ , nombre d'inversions en mémoire, s'incrémente alors de un. Lorsqu'une inversion mémorisée doit être effacée à l'occasion d'une coïncidence (cf. section 6.3.1) la dernière colonne à droite disparaît et l'indice  $i_{\max}$  diminue de la valeur un. L'équation constitutive du modèle (éq. 83) fait intervenir l'information de la fin de la pile, c'est-à-dire la dernière colonne  $i_{\max}$ . Notons que les termes  $\bar{\sigma}_{O_i}$  et  $R_i$  peuvent ne pas être mémorisés puisqu'ils se déduisent des termes  $\bar{\sigma}_{R_i}$  par les relations suivantes :

$$\bar{\sigma}_{O_i} = \mathcal{F}_O(\bar{\sigma}_{R_i}, \bar{\sigma}_{R_{i-1}}, \bar{\sigma}_{O_{i-1}}) \quad (96)$$

$$R_i = \|(\bar{\sigma}_{R_i} - \bar{\sigma}_{O_i})\|. \quad (97)$$

L'algorithme de gestion de la mémoire discrète, proposé ici, peut alors être formulé ainsi :

**Si**  $i_{\max} = 0$  – Cas de la *première charge* ;

**Si**  $\Phi \geq 0$  – Pas d'évènement pour la mémoire discrète.

**Sinon** ( $\Phi < 0$ ) – Première inversion : incrémentation de  $i_{\max}$  ( $i_{\max} = 1$ ) et mémorisation de la contrainte actuelle  $\bar{\sigma}_R = \bar{\sigma}_{R_1} = \bar{\sigma}_t$ .

**Sinon** ( $i_{\max} \geq 1$ )

**Si**  $R_t < R_{i_{\max}}$  – Pas de coïncidence ;

**Si**  $\Phi \geq 0$  – Pas d'évènement pour la mémoire discrète, si ce n'est de garder les termes mémorisés constants au cours du temps.

**Sinon** ( $\Phi < 0$ ) – Inversion supplémentaire : incrémentation de  $i_{\max}$  ( $i_{\max} = i_{\max} + 1$ ) et mémorisation de la contrainte actuelle  $\bar{\sigma}_R = \bar{\sigma}_{R_{i_{\max}}} = \bar{\sigma}_t$ .

**Sinon** ( $R_t \geq R_{i_{\max}}$ ) – Coïncidence : effacement de la mémoire  $\bar{\sigma}_R$  et décrémentation de  $i_{\max}$  ( $i_{\max} = i_{\max} - 1$ ).

**Fin de l'algorithme.**

**Remarque** Contrairement à la gestion de la mémoire via la fonction d'aide (cf. travaux précédents [Pegon, 1988]) à chaque coïncidence, une seule mémorisation est effacée. Cependant, lors d'un trajet radial, il y a pour une même valeur d'intensité de contrainte, deux coïncidences successives qu'il faut alors détecter. Par contre, lorsque le trajet fait intervenir un angle  $\alpha$  non nul, deux coïncidences successives font intervenir des intensités de contraintes différentes.

## 7 Implantation informatique et intégration de l'équation d'avancement de la loi de comportement dans le code Herezh++

Cette partie concerne l'implantation informatique d'une loi d'élasto ou hyper-visco-hystérésis. Le comportement final intègre trois contributions : hyperélastique, viscoélastique et hystérétique. On se place dans le cadre d'une résolution de l'équilibre global par la méthode de Newton-Raphson. Cependant, ces développements s'étendent sans difficultés aux cas dynamiques d'une formulation explicite, sans calcul de raideur.

### 7.1 Partie hyperélastique

L'implantation ne pose aucune difficulté particulière. Supposons l'itération "i", la connaissance des coordonnées initiales et finales permet le calcul de la base naturelle à ces deux instants d'où l'on déduit le tenseur  $\mathbf{B}$ , à partir duquel se calcul explicitement le tenseur des contraintes hyperélastiques, ainsi que son évolution tangente.

### 7.2 Partie hystérésie

L'équation différentielle en  $t$ , pseudo-temps, est intégrée selon une méthode implicite. Dans une première étape, l'équation est linéarisée en temps ce qui conduit à une équation non linéaire en contraintes finales. Ensuite, cette équation est résolue par une méthode itérative de type Newton.

Considérons un pas de temps  $t$  vers  $t + dt$ . L'objectif est de déterminer les contraintes à  $t + dt$ , en fonction des contraintes initiales à  $t$ . Du à l'algorithme de pilotage des inversions, il sera également nécessaire de définir des grandeurs additionnelles de contrôle.

#### 7.2.1 Linéarisation temporelle

Le gradient de vitesse se décompose en deux parties : le tenseur vitesse de déformation et le tenseur vitesse de rotation (représenté par le pseudo-vecteur : le rotationnelle). De manière à linéariser l'évolution temporelle sur le pas de temps, il nous faut adopter une hypothèse cinématique. Pour notre part, nous considérerons que la vitesse de déformation est constante sur le pas de temps. Cette hypothèse revient à privilégier les mouvements de corps rigide par rapport aux mouvements de déformation. Ce choix n'est pas unique, en particulier il est possible de considérer une vitesse du déplacement sur un pas de temps constant. Cependant, de précédentes études ont montré que lorsque le pas de temps est faible, le type d'hypothèse retenu n'a a priori aucune incidence sur le résultat final. Nous retenons donc l'hypothèse la plus simple pour la linéarisation ceci en tenant compte d'un type de dérivée de Lie deux fois covariantes pour la déformation  $\mathcal{L}_{\cdot}\boldsymbol{\varepsilon} = \mathbf{D}$  où la déformation concernée est celle d'Almansi. Dans ce cas, nous avons sur un pas de temps :

$$\mathbf{D} = \frac{\partial \varepsilon_{ij}}{\partial t} \vec{g}^i \otimes \vec{g}^j \quad \rightarrow \quad \mathbf{D}_{moy} = \frac{\Delta \varepsilon_{ij}}{\Delta t} \vec{g}^i \otimes \vec{g}^j \quad (98)$$

où  $\vec{g}^i$  sont les vecteurs de la base duale à la base naturelle associée au paramétrage matériel retenu. D'une manière analogue, la dérivée temporelle de la contrainte, ici celle de Jauman, est linéarisée :

$$\dot{\sigma} = \frac{1}{2}(\mathcal{L}_{..}\sigma + \mathcal{L}^{..}\sigma) = \frac{1}{2}(\mathcal{L}^i\sigma + \mathcal{L}_i\sigma) \rightarrow \dot{\sigma}_{moy} = \frac{1}{2}\left(\frac{\Delta\sigma_j^i}{\Delta t}\vec{g}_i \otimes \vec{g}^j + \frac{\Delta\sigma_i^j}{\Delta t}\vec{g}^i \otimes \vec{g}_j\right) \quad (99)$$

Dans cette dernière expression, on peut également se servir de la symétrie formelle :  $\sigma_{.j}^i = \sigma_j^i$

Les vecteurs de base sont ceux du temps final. Lorsqu'il y aura un risque de confusion, on indiquera le temps auquel on se réfère.

### 7.2.2 Équation constitutive linéarisée

L'équation constitutive (83) est linéarisée à partir des expressions précédentes :

$$\dot{\sigma}_{moy} = 2 \mu \bar{D}_{moy} + \beta_{moy} \Phi_{moy} \Delta_R^t \bar{\sigma}_{moy} \quad (100)$$

Les grandeurs moyennes étant les seules utilisées, dans la suite, par simplicité, nous ne mentionnerons plus indice *moy*. De plus, nous observons que le dénominateur  $\Delta t$  est en facteur pour tous les termes, ce qui est logique, il sera donc simplifié dans les différentes expressions.

De manière à simplifier le nombre de types de composantes manipulées, nous allons exprimer l'équation constitutive en composantes mixtes covariantes contravariants. Pour cela, en suivant le raisonnement proposé par Pierre Pégon [Pegon, 1988] (II.32-II.33) nous pouvons remarquer :

- qu'à chaque type de composantes, on peut associer un schéma particulier d'évolution : i.e. l'équation (100) pour chaque type de composante,
- ces deux schémas mixtes conduisent à des solutions non symétriques possédant la relation :  $\sigma_j^{i(2)} = \sigma_j^{i(1)}$ . Les indices (1) et (2) indique que chaque grandeur est issue d'une équation d'évolution distincte de l'autre. Par cohérence :  $\phi^{(1)} = \phi^{(2)}$

On pose alors :  $\sigma = 1/2(\sigma^{(1)} + \sigma^{(2)})$ , ce qui conduit à une contrainte symétrique, cohérente avec la dérivée de Jaumann.

Ainsi, il est possible d'utiliser un seul des deux schémas mixtes avec l'équation (100), par exemple pour déterminer  $\sigma_j^{i(2)}$ , à partir de laquelle la contrainte finale est obtenue selon :

$$\sigma^{ij} = \frac{1}{2} \left( \sigma_k^{i(1)} g^{kj} + \sigma_k^{j(1)} g^{ki} \right) \quad (101)$$

et le schéma retenu s'écrit :

$$\Delta\sigma_i^{j(1)} \vec{g}^i \otimes \vec{g}_j = (2 \mu \bar{D}_i^j \Delta t + \beta \Phi^{(1)} \Delta t \Delta_R^t \bar{\sigma}_i^{j(1)}) \vec{g}^i \otimes \vec{g}_j \quad (102)$$

Par la suite, lorsqu'il n'y aura pas de confusion, pour simplifier les expressions nous supprimons l'indice (1).

Dans le cadre d'une résolution par éléments finis avec une formulation en déplacement, en ce qui concerne la loi de comportement, la cinématique est connue à une itération

donnée de Newton-Raphson, et l'inconnue est la contrainte finale. Le problème s'écrit sous la forme d'une recherche de zéro d'une fonction scalaire non linéaire :

$$R(\Delta\sigma_i^j) = \Delta\sigma_i^j - (2 \mu \bar{\Delta}\varepsilon_i^j + \beta \Phi \Delta t \Delta_R^t \bar{\sigma}_i^j) \quad (103)$$

L'ensemble des  $\Delta$  sans indice sont à comprendre comme étant  $\Delta_t^{t+\Delta t}$ .

### 7.2.3 Résolution numérique de l'équation constitutive linéarisée

L'équation est résolue par une méthode de Newton. Tout d'abord, nous allons expliciter le calcul des différents termes du résidu.

Calculons tout d'abord  $\bar{\Delta}\varepsilon_i^j$ .

Nous considérons connu les différentes composantes du tenseur métrique et donc le terme  $\Delta\varepsilon_{ij}$  d'où :

$$\Delta\varepsilon_i^j = \Delta\varepsilon_{ik} g^{kj} \rightarrow \mathbf{I}_{\Delta\varepsilon} = \Delta\varepsilon_i^i \rightarrow \bar{\Delta}\varepsilon_i^j = \Delta\varepsilon_{ik} g^{kj} - \frac{\Delta\varepsilon_r^r}{3} g_i^j \quad (104)$$

Concernant le terme  $\Phi \Delta t$ , en utilisant l'expression précédente :

$$\begin{aligned} \Phi \Delta t &= \Delta_R^t \bar{\sigma} : \bar{\mathbf{D}} \Delta t - \frac{Q_{\Delta\sigma^2} \dot{\omega}' \Delta t}{2 \cdot \mu \omega'} \\ &= \Delta_R^t \bar{\sigma} : \bar{\Delta}\varepsilon - \frac{Q_{\Delta\sigma^2} \Delta\omega'}{2 \cdot \mu \omega'} \end{aligned} \quad (105)$$

Maintenant, nous nous intéressons au terme  $\beta$ .

La difficulté principale est l'obtention de  $w'$ , c'est-à-dire le calcul de l'angle de variation de phase  $\alpha$ . Pour cela nous utilisons la relation (86). Cette dernière nécessite le calcul des contraintes  $\bar{\sigma}_{\sigma_i}$ .

La relation (86) donne directement le cosinus de l'angle de variation de phase, d'où la valeur de  $w'$ . Les relations (90) et (91) permettent d'obtenir  $\bar{\sigma}_{\sigma_i}$  en fonction des données précédentes.

Nous avons donc ainsi de disponible tous les termes constitutifs du résidu. La mise en oeuvre de la méthode de Newton nécessite maintenant le calcul d'un opérateur tangent, ce qui permet la convergence quadratique. Pour ce faire il nous faut calculer la variation des différents termes du résidu par rapport aux composantes de la contrainte, écrite ici sous forme mixte.

### 7.2.4 Calcul de l'opérateur tangent

À partir de l'expression (103) on a :

$$\frac{\partial R(\Delta\sigma_i^j)}{\partial \Delta_R^t \sigma_k^l} = \delta_i^k \delta_l^j (1 - \beta \Phi \Delta t) - \left( \frac{\partial \beta}{\Delta_R^t \sigma_k^l} \Phi \Delta t + \beta \frac{\partial \Phi \Delta t}{\partial \Delta_R^t \sigma_k^l} \right) \Delta_R^t \bar{\sigma}_i^j \quad (106)$$

Dans cette expression le calcul de la variation de  $\Phi\Delta t$  ce déduit de l'expression (105) :

$$\begin{aligned} \frac{\partial\Phi\Delta t}{\partial\Delta_R^t\sigma_k^l} = & \bar{\Delta}\varepsilon_l^{\cdot k} \\ & - \frac{\Delta\omega}{\mu\omega'} Q_{\Delta\sigma} \frac{\partial Q_{\Delta\sigma}}{\partial\Delta_R^t\sigma_k^l} \\ & - \frac{Q_{\Delta\sigma}^2}{2\mu} \left( \frac{\partial\Delta\omega}{\partial\Delta_R^t\sigma_k^l} \frac{1}{\omega'} - \frac{\Delta\omega}{\omega'^2} \frac{\partial\omega'}{\partial\Delta_R^t\sigma_k^l} \right) \end{aligned} \quad (107)$$

Concernant le calcul de la variation de  $\beta$ , comme pour le calcul de  $\beta$ , la difficulté principale est la variation de  $w'$  c'est-à-dire la variation du  $\cos(\alpha)$ . La relation (86) donne :

$$\frac{\partial\cos(\alpha_t)}{\partial\Delta_R^t\sigma_k^l} = \frac{\Delta_R^t\sigma_l^{\cdot k}}{\|\Delta_R^t\sigma\| \|\Delta_{o_i}^R\bar{\sigma}\|} \left( \frac{\Delta_R^t\sigma : \Delta_{o_i}^R\bar{\sigma}}{\|\Delta_R^t\sigma\|^2} - 1 \right) \quad (108)$$

Il nous faut également la variation de  $Q_{\Delta\sigma}$  déduite de la relation (84) :

$$\frac{\partial Q_{\Delta\sigma}}{\partial\Delta_R^t\sigma_k^l} = \frac{\Delta_R^t\sigma_l^{\cdot k}}{\|\Delta_R^t\sigma\|} \quad (109)$$

D'où à partir de (84), la relation finale :

$$\begin{aligned} \frac{\partial\beta}{\partial\Delta_R^t\sigma_k^l} = & 2\mu \left( \left[ \frac{np w Q_0}{(w'Q_0)^{np+1} (Q_{\Delta\sigma})^{2-2np}} \right] \left( \frac{\partial\cos(\alpha_t)}{\partial\Delta_R^t\sigma_k^l} \right) \right. \\ & \left. + \left( \frac{(2-2np)}{(w'Q_0)^{np} (Q_{\Delta\sigma})^{2-2np+1}} \right) \left( \frac{\partial Q_{\Delta\sigma}}{\partial\Delta_R^t\sigma_k^l} \right) \right] \end{aligned} \quad (110)$$

### 7.3 Partie viscoélastique

Les équations (??) (??) et (??) sont linéarisées en temps, ici sur un pas de temps, suivant un schéma Euler purement implicite. Le type de dérivée se traduit via le type de transport des contraintes calculées à l'instant  $t$  et transportées à l'instant  $t + \Delta t$ .

Cinquième partie

# Contraintes planes

## 8 Prise en compte de la variation de dimension transversale pour poutre, plaques et coques

### 8.1 Prise en compte de la variation d'épaisseur pour plaques et coques

Dans le cas d'étirement important de la surface médiane pour des éléments membranes plaques et coques, il est nécessaire de prendre en compte la variation d'épaisseur résultante. Nous allons tout d'abord étudier plusieurs possibilités théoriquement disponibles pour déterminer cette variation, puis la méthode implantée dans herezh++ est présentée.

On considère que l'on dispose du coefficient de compressibilité sécant " $K_s$ " ou tangent " $K_t$ " correspondant au module de compressibilité classique, d'où les relations possibles suivantes :

$$\frac{\mathbf{I}_\sigma}{3} = -P = K_s \frac{(vol - vol_0)}{vol} = K_s \times \text{variation relative de volume} \quad (111)$$

$$\frac{\dot{\mathbf{I}}_\sigma}{3} = -\dot{P} = K_t \frac{\dot{vol}}{vol} = K_s \times \text{taux de variation relative de volume} \quad (112)$$

Supposons que l'on cherche à utiliser la première relation et que l'on dispose du champ de contrainte obtenu à l'aide d'un comportement de contraintes planes. Nous avons :  $vol = h \cdot S$  avec  $h$  l'épaisseur et  $S$  la surface. Ces grandeurs sont disponibles par exemple à chaque point d'intégration. On peut donc également écrire :

$$\frac{(vol - vol_0)}{vol} = \frac{(h \sqrt{g} - h_0 \sqrt{g_0})}{h \sqrt{g}} \quad (113)$$

en remarquant que pour les plaques et coques  $\sqrt{g}$  correspond au jacobien de surface, c'est-à-dire la surface élémentaire sur laquelle on effectue le calcul. d'où :

$$h = \frac{(h_0 \sqrt{g_0})}{\sqrt{g}} \left( \frac{3 K_s}{(3 K_s - \mathbf{I}_\sigma)} \right) = \frac{(h_0 \sqrt{g_0})}{\sqrt{g}} \left( \frac{K_s}{(K_s + P)} \right) \quad (114)$$

Cette formule permet également d'obtenir la sensibilité de l'épaisseur aux degrés de liberté (ddl) en supposant que le coefficient de compressibilité sécant soit constant.

$$\begin{aligned} \frac{\partial h}{\partial ddl} &= -(h_0 \sqrt{g_0} 3 K_s) \left( \frac{1}{|g| (3 K_s - \mathbf{I}_\sigma)} \frac{\partial \sqrt{g}}{\partial ddl} + \frac{-1}{\sqrt{g} (3 K_s - \mathbf{I}_\sigma)^2} \frac{\partial \mathbf{I}_\sigma}{\partial ddl} \right) \\ &= -(h_0 \sqrt{g_0} K_s) \left( \frac{1}{|g| (K_s + P)} \frac{\partial \sqrt{g}}{\partial ddl} + \frac{1}{\sqrt{g} (K_s + P)^2} \frac{\partial P}{\partial ddl} \right) \end{aligned} \quad (115)$$

Dans le cas de beaucoup de matériaux métalliques, l'utilisation du module sécant que l'on peut considéré constant semble être une bonne approximation du comportement réel. Par contre pour des matériaux très compressibles (comparativement au cisaillement) cette hypothèse peut se révéler grossière.

Dans le cas d'une compressibilité non constante, il est préférable d'utiliser le module tangent, correspondant au module de compressibilité classique. En utilisant la seconde expression (112), on obtiendra une somme de type logarithmique, d'où au final :

$$\frac{\mathbf{I}_\sigma}{3} = -P = \int_0^t \frac{d\mathbf{I}_\sigma}{3} = \int_0^t K_t(t') \frac{dvol}{vol} \quad (116)$$

Dans le cas d'un module tangent constant, on aura :

$$\frac{\mathbf{I}_\sigma}{3} = -P = K_t \log(vol) \quad (117)$$

En considérant une discrétisation du temps en incrément discret  $\Delta t$  il est possible d'adopter une formule de récurrence permettant de calculer l'épaisseur finale en fonction de l'épaisseur en début d'incrément. En utilisant par exemple une forme d'Euler implicite :  $-\dot{P}(t + \Delta t) \approx \frac{P(t+\Delta t) - P(t)}{\Delta t}$  et  $\dot{vol}(t + \Delta t) \approx \frac{vol(t+\Delta t) - vol(t)}{\Delta t}$ , cela conduit à :

$$\begin{aligned} P(t + \Delta t) - P(t) &= K_t \frac{(vol(t + \Delta t) - vol(t))}{vol(t + \Delta t)} = K_t \left( 1 - \frac{h(t) S(t)}{h(t + \Delta t) S(t + \Delta t)} \right) \\ &= K_t \left( 1 - \frac{h(t) \sqrt{g(t)}}{h(t + \Delta t) \sqrt{g(t + \Delta t)}} \right) \end{aligned} \quad (118)$$

ou encore :

$$h(t + \Delta t) = \frac{(h(t) \sqrt{g(t)})}{\sqrt{g(t + \Delta t)}} \left( \frac{K_t}{(K_t + (P(t + \Delta t) - P(t)))} \right) \quad (119)$$

Cette dernière formule est tout à fait analogue à la formule (114) en remplaçant le temps "0" par le temps "t" et en utilisant le module tangent, qui peut-être vu comme un module sécant local. Le calcul de variation conduit donc à une formule identique à (115)

$$\begin{aligned} \frac{\partial h(t + \Delta t)}{\partial ddl} &= -(h(t) \sqrt{g(t)} K_t) \left( \frac{1}{|g(t + \Delta t)| (K_t + P(t + \Delta t))} \frac{\partial \sqrt{g(t + \Delta t)}}{\partial ddl} \right. \\ &\quad \left. + \frac{1}{\sqrt{g(t + \Delta t)} (K_t + P(t + \Delta t))^2} \frac{\partial P(t + \Delta t)}{\partial ddl} \right) \end{aligned} \quad (120)$$

La formule (119) a nécessité la discrétisation du taux de pression et du taux de variation de volume, elle est donc approchée, en particulier le résultat final dépend de la taille des pas de temps. Par contre elle permet d'être utilisable quelque soit l'ampleur de la variation de volume et en particulier si le module de compressibilité évolue au cours du chargement. De plus, en pratique les pas de temps utilisés sont en pratique faible ce qui atténue l'importance de la discrétisation en temps. Pour ces raisons, ce sont les expressions (119) et (120) qui sont utilisées dans Herezh++ pour tous les éléments membranes et coques.



## 8.2 Prise en compte de la variation de section pour des poutres

Dans le cas d'étirement important de la ligne médiane pour des éléments 1D (type bielle par exemple), il est nécessaire de prendre en compte la variation de section résultante. Le calcul suit une démarche très similaire au cas de la variation d'épaisseur du paragraphe précédent que l'on suppose lu. Les choix étant les mêmes pour l'implantation, on se contente de présenter les résultats.

On considère que l'on dispose du coefficient de compressibilité tangent " $K_t$ " correspondant au module de compressibilité classique, d'où la relation.

$$\frac{\dot{\mathbf{I}}_\sigma}{3} = -\dot{P} = K_t \frac{\dot{vol}}{vol} = K_t \times \text{taux de variation relative de volume} \quad (121)$$

Nous avons :  $vol = L \cdot S$  avec "L" est la longueur de la ligne moyenne et S la surface. Ces grandeurs sont disponibles par exemple à chaque point d'intégration. Dans le cas des éléments 1D,  $\sqrt{g}$  correspond au jacobien de surface, c'est-à-dire la longueur élémentaire sur laquelle on effectue le calcul.

Comme dans le cas de l'épaisseur, on utilise une méthode de mise à jour incrémental de la section. D'où en utilisant par exemple une forme d'Euler implicite :  $-\dot{P}(t + \Delta t) \approx \frac{P(t+\Delta t)-P(t)}{\Delta t}$  et  $\dot{vol}(t + \Delta t) \approx \frac{vol(t+\Delta t)-vol(t)}{\Delta t}$ , cela conduit à :

$$\begin{aligned} P(t + \Delta t) - P(t) &= K_t \frac{(vol(t + \Delta t) - vol(t))}{vol(t + \Delta t)} = K_t \left( 1 - \frac{L(t) S(t)}{L(t + \Delta t) S(t + \Delta t)} \right) \\ &= K_t \left( 1 - \frac{S(t) \sqrt{g}(t)}{S(t + \Delta t) \sqrt{g}(t + \Delta t)} \right) \end{aligned} \quad (122)$$

ou encore :

$$S(t + \Delta t) = \frac{(S(t) \sqrt{g}(t))}{\sqrt{g}(t + \Delta t)} \left( \frac{K_t}{(K_t + (P(t + \Delta t) - P(t)))} \right) \quad (123)$$

Cette formule permet également d'obtenir la sensibilité de la section aux degrés de liberté (ddl) en supposant que le coefficient de compressibilité soit constant.

$$\begin{aligned} \frac{\partial S}{\partial ddl} &= -(S_t \sqrt{g}_t 3 K_t) \left( \frac{1}{|g| (3 K_t - \mathbf{I}_\sigma)} \frac{\partial \sqrt{g}}{\partial ddl} + \frac{1}{\sqrt{g} (3 K_s - \mathbf{I}_\sigma)^2} \frac{\partial \mathbf{I}_\sigma}{\partial ddl} \right) \\ &= -(S_t \sqrt{g}_t K_s) \left( \frac{1}{|g| (K_t + P)} \frac{\partial \sqrt{g}}{\partial ddl} + \frac{1}{\sqrt{g} (K_t + P)^2} \frac{\partial P}{\partial ddl} \right) \end{aligned} \quad (124)$$

avec pour simplifier la notation :  $S = S(t + \Delta t)$  et  $\sqrt{g} = \sqrt{g(t + \Delta t)}$

La formule (123) a nécessité la discrétisation du taux de pression et du taux de variation de volume, elle est donc approchée, en particulier le résultat final dépend de la taille des pas de temps. Par contre elle permet d'être utilisable quelque soit l'ampleur de la variation de volume et en particulier si le module de compressibilité évolue au cours du chargement. De plus, en pratique les pas de temps utilisés sont en pratique faible ce qui atténue l'importance de la discrétisation en temps.

### 8.3 Comparaison 3D contraintes planes

La figure (5) présente la comparaison entre 3D et contraintes planes pour une loi de Hooke. Il s'agit d'un essai de traction simple d'une barre soit modélisée avec un seul élément hexaédrique, soit un élément 1D avec des conditions de contraintes planes qui pilotent sa variation de section, avec des conditions de blocages isostatiques. Dans la plage d'étude, jusqu'à 10% environ ce qui constitue une plage a priori déjà très importante pour la loi de Hooke, on observe que dans le cas où la mesure de déformation utilisée est la mesure logarithmique, les réponses 1D et 3D sont identiques. Par contre avec la mesure d'Almansi on observe une légère différence  $\approx 0.5\%$  due au fait que la trace du tenseur de déformation s'éloigne de la valeur de  $\log(V)$  à mesure que l'intensité de la déformation augmente.

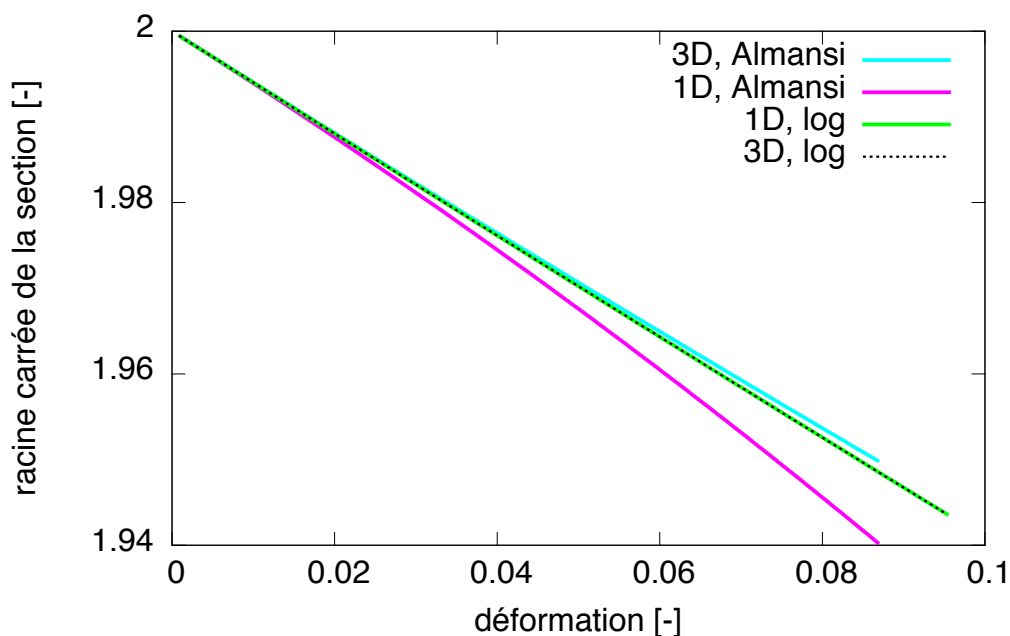


FIGURE 5 – Comparaison pour un essai de traction simple, sur la variation de la dimension transversale, entre 1D avec contraintes planes, et 3D

### 8.4 Calcul du module de compressibilité

L'accès à ce module est nécessaire pour la mise à jour des épaisseurs en contraintes planes, des sections pour d'éléments 1D, et également pour le calcul des pas de temps critiques dans le cas où celui-ci est déterminé à l'aide de la vitesse des ondes volumiques.

#### 8.4.1 Cas des lois hyper-élastiques Favier et Orgeas

On part des deux relations suivantes

$$\frac{I_\sigma}{3} = -P = K_s \log\left(\frac{\sqrt{g}}{\sqrt{g_0}}\right) \quad (125)$$

$$\frac{\dot{\mathbf{I}}_\sigma}{3} = -\dot{P} = K_t \frac{\dot{\sqrt{g}} \sqrt{g_0}}{\sqrt{g}} \quad (126)$$

En fait on peut se poser la question du choix de la mesure de la déformation volumique. Une mesure du type  $\frac{(vol-vol_0)}{vol}$  ou  $\frac{(vol-vol_0)}{vol_0}$ , est intéressante car simple, mais pose le pb des grandes déformations pour lesquels on a une variation qui est très différente entre extension et compression. L'usage de la mesure log, conduit à balayer des valeurs de  $-\infty$  à  $+\infty$  ce qui qui donne une "certaine" symétrie à la mesure d'où une certaine commodité.

En appelant  $V = vol/vol_0 = \sqrt{g}/\sqrt{g_0}$ , le module de compressibilité correspond à :

$$K_s = \frac{V \frac{\partial w}{\partial V} + w}{\ln(V)} \quad (127)$$

Le problème est qu'à l'origine,  $\ln(V)$  est nulle. Il faut donc éventuellement, recourir à une autre formule spécifique à l'origine s'il y a division par  $\ln(V)$ .

Un premier cas de potentiel est donné par la formule suivante :

$$\begin{aligned} \omega_1 &= \frac{K_{rev}}{6} \ln^2(V) \\ \frac{\partial \omega_1}{\partial V} &= \frac{K_{rev}}{3} \frac{\ln V}{V} \\ \frac{\partial^2 \omega_1}{\partial V^2} &= \frac{K_{rev}}{3} \frac{(1 - \ln V)}{V^2} \end{aligned} \quad (128)$$

ce qui conduit à la relation :

$$\begin{aligned} -p &= V \frac{\partial w}{\partial V} + \frac{w}{V} = \frac{K_{rev} \ln(V)}{3 V} \left( \frac{\ln(V)}{2} + 1 \right) \\ &\approx K_{rev} e = \frac{K_{rev}}{3} \mathbf{I}_\varepsilon \end{aligned} \quad (129)$$

D'une manière plus précise, le module de compressibilité sera dans ce cas :

$$K_s = \frac{K_{rev}}{3 V} \left( \frac{\ln(V)}{2} + 1 \right) \quad (130)$$

On voit qu'ici il n'y a pas de problème à l'origine !

Dans le cas où le module dépend de la température et d'une fonction quelconque, multiplicatrice de V, on a les nouvelles formules :

$$\begin{aligned} \omega_1 &= \frac{K_{rev}}{6} \ln^2(V) \times f(T) \times g(V) \\ \frac{\partial \omega_1}{\partial V} &= \frac{K_{rev}}{3} \frac{\ln V}{V} \times f(T) \times g(V) + \frac{K_{rev}}{6} \ln^2(V) \times f(T) \times \frac{\partial g(V)}{\partial V} \end{aligned} \quad (131)$$

d'où le calcul de la pression :

$$\begin{aligned} -p &= \frac{\partial w}{\partial V} + \frac{w}{V} \\ &= \frac{K_{rev}}{3} \frac{\ln V}{V} \times f(T) \times g(V) + \frac{K_{rev}}{6} \ln^2(V) \times f(T) \times \frac{\partial g(V)}{\partial V} \\ &\quad + \frac{K_{rev}}{6} \frac{\ln^2(V)}{V} \times f(T) \times g(V) \end{aligned} \quad (132)$$

En divisant par  $\ln V$  on obtient le module sécant :

$$K_s = \frac{K_{rev}}{3} \frac{1}{V} \times f(T) \times g(V) + \frac{K_{rev}}{6} \ln(V) \times f(T) \times \frac{\partial g(V)}{\partial V} + \frac{K_{rev}}{6} \frac{\ln(V)}{V} \times f(T) \times g(V) \quad (133)$$

## 9 Lois de contraintes planes

Ce type de loi est particulièrement adapté aux membranes, plaques et coques.

Sixième partie  
**Contact**

## 10 Prise en compte des conditions limites de contact

### 10.1 Réponse à la question : le point est-il intérieur à l'élément ?

Soit un point  $M$  et un élément fini  $E$ , une question qui est souvent posée au cours de la résolution de la conditions de contact est : le point est-il intérieur à l'élément ?

L'option retenue est dans une première étape de privilégier la précision par rapport à la vitesse du calcul.

Le test est effectué dans l'élément de référence. Pour ce faire on détermine les coordonnées du point par rapport au repérage curviligne de l'élément de référence, à l'aide d'une méthode itérative de type Newton. Ensuite le test est effectué aisément sur les coordonnées locales (curvilignes). Par exemple pour un hexaèdre le test se résume à :  $|\theta^i| < 1$ .

Soit  $M_{ref}$  le point origine de l'élément de référence. Ce dernier a des coordonnées curvilignes nulles  $\theta^i = 0$ . L'objectif est donc de trouver les coordonnées curvilignes  $\theta^i$  correspondants à  $M_{ref} \vec{M}$ . Pour cela on utilise la boucle suivante :

- Initialisation :  $\theta^i = 0$
- boucle tant que  $||\Delta\theta^i|| > \varepsilon$  faire
  - calcul de la base locale  $\vec{g}_i$  au point  $A(\theta^i)$
  - calcul de  $\Delta\theta^i = A\vec{M}.\vec{g}_i$ ,
  - $\theta^i_+ = \Delta\theta^i$

Le point A ainsi déterminé représente au final la projection de M dans le repérage de référence. Dans le cas d'éléments volumiques, à convergence A et M sont confondus, par contre dans le cas d'un élément surfacique en 3D,  $A\vec{M}$  représente le vecteur normal à la surface passant par M. Il est alors possible de vérifier la condition d'appartenance à la coque (ou plaque) :  $||A\vec{M}|| < h/2$  avec h l'épaisseur de la coque au point A, dont la position est supposée être au niveau de la surface médiane.

**Remarque :** Un point M très éloigné de l'élément, peut conduire à un repère local inexploitable, par exemple dans le cas d'éléments quadratiques. On se limite donc, aux repères locaux calculés strictement dans l'élément.

### 10.2 Création des éléments de frontière

Tout d'abord une explication sur la terminologie, on appelle frontières de l'élément les frontières naturelles c'est-à-dire :

- pour les éléments 1D : les noeuds aux extrémités en monde 1D, sinon également l'élément en monde 2D et 3D,
- pour les éléments 2D : les arrêtes de l'élément en monde 2D, sinon également la surface de l'élément en monde 2D et 3D,
- pour les éléments 3D : les surfaces externes de l'élément.

En 3D, les arrêtes des éléments surfaciques représentent à l'aide de la donnée d'épaisseur, la surface latérale de l'élément. Les arrêtes des éléments linéiques représentent à l'aide des données de la section générique, la surface latérale de l'élément, et de même pour les points extrêmes.

### 10.3 Eléments de Contact

Une remarque générale : il serait théoriquement possible de traiter le contact en examinant à chaque instant si les noeuds projectile sont interne aux éléments cibles. Cette procédure est très lourde, et on la réserve aux phases d'initialisation. Une fois déterminé un contact c'est-à-dire un couple noeud - face (ou ligne) d'élément, il est plus avantageux a priori de suivre le noeud en contact tout au long de son déplacement en gardant, d'un pas de temps à l'autre, le souvenir de la face (ou ligne) avec lequel il est en contact. On définit donc des éléments de contact constitué d'un noeud et d'une face (ou une ligne).

### 10.4 Pénalisation

L'idée de la pénalisation est d'introduire des efforts de réaction proportionnelle à la pénétration. L'effort s'exerce d'une part sur le noeud qui pénètre, et d'autre part sur la face (ou la ligne) de la frontière qui est impactée. Se pose alors de problème de la répartition de l'effort sur la cible.

Le problème n'a pas qu'une seule solution. Une première idée serait de répartir l'effort sur les différents noeuds en fonction de la distance du noeud au point impacté. La distance euclidienne utilisant des carrés et des racines carrées, peut se révéler relativement coûteuse au final sur un grand nombre de point impacté, en particulier si l'on veut déterminer un opérateur tangent par rapport aux degrés de liberté du système. En conséquence, la solution retenue est d'utiliser une expression moins précise, mais plus simple et rapide :

$$\vec{F}^r = \frac{\sum_a |X^{ar}| \vec{F}^a}{\sum_s \sum_b |X^{bs}|} \quad (134)$$

#### 10.4.1 Adaptation du facteur de pénalité en fonction de la raideur des matériaux

Le coefficient de pénalisation doit être adapté à la raideur des matériaux en contact. Un facteur trop faible induit une pénétration importante non réaliste. Un facteur trop élevé va avoir tendance à "écraser" les autres constituants de l'équilibre. Nous allons examiner différentes propositions.

La solution retenue par le logiciel LS-DYNA est d'utiliser un facteur de pénalisation fonction du module de compressibilité du matériau d'une part, et de dimensions géométriques d'autre part. Pour les éléments volumiques, la formule suivante est proposée :

$$\alpha_{se} = \frac{f K_e A_{se}^2}{V_e} \quad (135)$$

où  $\alpha_e$  est le facteur de pénalité relatif à la surface "s" de l'élément "e", "f" est un facteur d'ajustement fixé par défaut à 0.1,  $K_e$  est le module de compressibilité de l'élément "e",  $A_{se}$  est la surface de face en contact,  $V_e$  est le volume de l'élément.

Dans le cas de l'impact sur un élément coque ou plaque de surface  $A_e$ , dont le module de compressibilité volumique vaut  $K_e$  on a :

$$\beta = \frac{K_e A_e}{\max(\text{distance entre les noeuds})}$$

### 10.4.2 Adaptation du facteur de pénalité à une zone d'accostage

L'idée est de prendre en compte une zone dite d'accostage, qui permet d'avoir une régularisation de l'apparition de l'effort de contact. Soit l'évolution suivante :

$$\begin{aligned}\beta &= 0 \text{ pour } g > e \\ \beta &= 1 \text{ pour } g < -e \\ \beta &= \frac{1}{4} \frac{(g - e)^2}{e^2} \text{ pour } |g| \leq e\end{aligned}\quad (136)$$

avec "e" la valeur de la zone d'accostage, et g la valeur de la pénétration.

$$g = M_{t+\Delta t} \overrightarrow{P} \cdot \vec{N} \quad (137)$$

$M_{t+\Delta t}$  : position actuelle du noeud esclave,  $P$  le point de contact : égal à l'intersection de la droite  $M_t M_{t+\Delta t}$  lors de la pénétration, et ensuite valant la projection de  $M_{t+\Delta t}$  sur la surface maître,  $\vec{N}$  la normale à la surface maître au point P.

$\beta$  est alors un facteur multiplicatif, utilisé pour calculer le facteur final de pénalisation. Il est possible de tenir compte de la variation de  $\beta$  par rapport aux degrés de liberté de l'élément de contact, via sa dépendance à g. Par exemple pour l'évolution proposée en (136) on a :

$$\begin{aligned}\frac{d\beta}{dg} &= 0 \text{ pour } |g| > e \\ \frac{d\beta}{dg} &= \frac{1}{2} \frac{(g - e)}{e^2} \text{ pour } |g| \leq e\end{aligned}\quad (138)$$

## 10.5 Frottement

Le frottement intervient lors du contact entre deux matériaux. Les paramètres matériaux dépendent en général du couple de matériaux en présence. Dans le cas d'Herezh++, le contact est simulé au travers d'"éléments de contact" qui sont constitué d'un noeud, appelé "noeud projectile" et d'une surface "cible". On parle également de "noeud esclave" et surface maître. La surface est toujours constituée par une frontière d'un élément fini. La loi de frottement est donc associée à "cet" élément fini.

Les éléments de contact se créent et disparaissent au gré de l'apparition ou non de contact.

Parmi les différentes lois de frottement disponibles, la loi dite de Coulomb est la plus classique. C'est la première loi de frottement implanté. L'objectif d'une loi de frottement est de déterminer les efforts de frottement en fonction du déplacement ou de la vitesse.

### 10.5.1 Loi de Coulomb

La loi de Coulomb est une loi phénoménologique qui est largement employée. On distingue la loi classique et la loi régularisée.

Dans le cas classique, deux types de régime peuvent survenir : soit les points en contact ne glissent pas l'un par rapport à l'autre, c'est le contact collant (stick contact), soit



il y a glissement (sliding). Le comportement est régi par “le coefficient de frottement” qui détermine le cône de frottement. La force de contact est telle qu’elle doit toujours demeurer à l’intérieur du cône : strictement dans le cas du contact collant, sur le cône dans le cas du glissement. Dans ce dernier cas on a la relation :

$$\vec{F}_T = -\mu \|\vec{F}_N\| \cdot \frac{\vec{V}_{(rt)}}{\|\vec{V}_{(rt)}\|} \quad (139)$$

$\vec{F}_T$  est la force tangentielle,  $\mu$  est le coefficient de frottement qui dépend du couple de matériau en contact,  $\vec{F}_N$  est la force normale, et  $\vec{V}_{(rt)}$  est la vitesse relative tangentielle du point en contact.

Le coefficient de frottement peut également dépendre de la vitesse : en général au démarrage le coefficient est plus important que lorsque le frottement est en régime établi. Une modélisation de cette dépendance peut s’exprimer sous la forme suivante :

$$\mu(v) = \mu_S + (\mu_S - \mu_C) \cdot e^{-c \cdot v} \quad (140)$$

où  $\mu_S$  est le frottement statique,  $\mu_C$  est le frottement cinématique,  $v = \|\vec{V}_{(rt)}\|$  est l’intensité de la vitesse relative,  $\mu(v)$  est le coefficient variable.

La loi de Coulomb classique introduit une indétermination lorsque l’on se trouve dans le cône de frottement. Ceci peut-être résolu par différentes méthodes générales (cf. théorie du contact), mais il est également possible d’utiliser une loi de contact dite “régularisée” qui permet d’éviter cette indétermination. Dans le cas d’un frottement régularisé, la relation  $\vec{F}_T = f(\vec{V}_{rt})$  est toujours vérifiée (il n’y a pas deux régimes). Cependant la forme de la fonction “f” tend à reproduire le fonctionnement initial de la loi classique de Coulomb. Normalement, dû au fait qu’il n’y ait plus d’indétermination, le calcul global est plus robuste.

Dans le cas d’un calcul régularisé, on adopte le comportement suivant :

$$\vec{F}_T = -\mu \cdot \varphi(v) \|\vec{F}_N\| \cdot \frac{\vec{V}_{(rt)}}{\|\vec{V}_{(rt)}\|} \quad (141)$$

où la fonction  $\varphi(v)$  peut prendre plusieurs formes. Les formes implantées sont extraites de l’ouvrage de Peter Wriggers (Computational Contact Mechanics, Wiley, ISBN 0-471-49680-4).

$$\varphi_1(v) = \frac{v}{\sqrt{(v^2 + \varepsilon^2)}} \quad (142)$$

$$\varphi_1(v) = \tanh\left(\frac{v}{\varepsilon}\right) \quad (143)$$

$$\varphi_1(v) = \begin{cases} -1 & \text{if } v < -\varepsilon \\ \frac{v}{2\varepsilon} & \text{if } -\varepsilon \leq v \leq \varepsilon \\ 1 & \text{if } v > \varepsilon \end{cases} \quad (144)$$

La première fonction est qualifiée par l’auteur de “square root regularization”, la seconde de “hyperbolic tangent regularization” la dernière de “piecewise polynomial regularization”.  $\varepsilon$  est un paramètre de réglage qui permet de contrôler le passage à la saturation

de la loi. Lorsque  $\varepsilon$  tend vers 0, le comportement tend vers celui du modèle original de Coulomb.

Dans de nombreux cas il est nécessaire de disposer du comportement tangent par rapport aux degrés de liberté, par exemple pour le calcul de la matrice de raideur tangente en implicite. Ici cela revient à déterminer le comportement tangent par rapport aux composantes du vecteur vitesse, ce dernier étant lui-même relié aux ddls de positions par les relations cinématiques.

Dans le cas de la loi originale de Coulomb en contact collant, le noeud est entièrement lié à la surface cible par une relation cinématique de position, on peut dire que le comportement tangent ne dépend pas de la loi de comportement.

Dans le régime glissant, on utilise la relation (refequ :coulom1) en notant que :

$$\frac{\partial \vec{V}_{(rt)}}{\partial V_{(rt)}^a} = \vec{I}_a \quad \text{et} \quad \frac{\partial v}{\partial V_{(rt)}^a} = \frac{V_{(rt)}^a}{v} \quad (145)$$

on obtient :

$$\frac{\partial \vec{F}_T}{\partial V_{(rt)}^a} = - \left( \mu \frac{\partial}{\partial V_{(rt)}^a} \left( \frac{\vec{V}_{(rt)}}{v} \right) + \frac{\vec{V}_{(rt)}}{v} \frac{\partial \mu}{\partial V_{(rt)}^a} \right) \|\vec{F}_N\| \quad (146)$$

Lorsque le coefficient de frottement est invariant le second terme de l'expression de droite est nul, sinon nous avons :

$$\frac{\partial \mu}{\partial V_{(rt)}^a} = \left( \frac{-c(\mu_S - \mu_C).e^{-c.v}}{v} \right) V_{(rt)}^a \quad (147)$$

Dans le cas d'une loi régularisée, il faut prendre en compte la variation de la fonction de régularisation  $\varphi(v)$ . En fonction de (144) nous avons :

$$\frac{\partial \varphi_1(v)}{\partial V_{(rt)}^a} = \frac{1}{\sqrt{(v^2 + \varepsilon^2)}} \left( 1 - \frac{v^2}{(v^2 + \varepsilon^2)} \right) \quad (148)$$

$$\frac{\partial \varphi_1(v)}{\partial V_{(rt)}^a} = 1 - \tanh^2 \left( \frac{v}{\varepsilon} \right) \quad (149)$$

$$\frac{\partial \varphi_1(v)}{\partial V_{(rt)}^a} = \begin{cases} 0 & \text{if } v < -\varepsilon \\ \frac{1}{2\varepsilon} & \text{if } -\varepsilon \leq v \leq \varepsilon \\ 0 & \text{if } v > \varepsilon \end{cases} \quad (150)$$

La variation finale de (141) est alors :

$$\frac{\partial \vec{F}_T}{\partial V_{(rt)}^a} = - \left( \mu \varphi(v) \frac{\partial}{\partial V_{(rt)}^a} \left( \frac{\vec{V}_{(rt)}}{v} \right) + \frac{\vec{V}_{(rt)}}{v} \varphi(v) \frac{\partial \mu}{\partial V_{(rt)}^a} + \frac{\mu \vec{V}_{(rt)}}{v} \frac{\partial \varphi(v)}{\partial V_{(rt)}^a} \right) \|\vec{F}_N\| \quad (151)$$

Septième partie  
**Sfe**

# 11 Eléments SFE

## 11.1 Introduction

Les éléments SFE (Semi Finite Element) sont des éléments coques qui ont la particularité de ne pas utiliser de degré de liberté de rotation, mais uniquement les degrés de liberté classiques de translation. La cinématique locale s'appuie sur les hypothèses de Kirchhoff en transformations finies.

$$O\vec{M} = O\vec{P}(\theta^1, \theta^2) + z.\vec{N}(\theta^1, \theta^2) \quad (152)$$

Où  $M$  est un point courant dans l'épaisseur de la coque,  $P$  est le point correspondant de la surface médiane de référence,  $\theta^\alpha$  représentent les 2 coordonnées permettant de décrire la surface médiane,  $z$  est la coordonnée d'épaisseur qui est supposée évoluer entre  $-h/2$  et  $h/2$  avec  $h$  l'épaisseur de la coque, et  $\vec{N}$  est le vecteur normal à la surface.

A partir de cette cinématique on obtient le tenseur métrique sous la forme suivante :

$$\begin{aligned} g_{\alpha\beta} &= a_{\alpha\beta} - 2z.b_{\alpha\beta} + z^2 b_{\alpha\gamma}b_{\beta}^\gamma \\ g_{\alpha 3} &= 0 \\ g_{33} &= 1 \end{aligned} \quad (153)$$

Où  $g_{\alpha\beta}$  représentent les composantes ( $\alpha, \beta, \gamma = 1, 2$ ) de la métrique au point  $M$  qui varient,  $a_{\alpha\beta}$  représentent les composantes de la métrique de la surface médiane au point  $P$ ,  $b_{\alpha\beta}$  les composantes du tenseur de courbure dans le repère naturel. On remarque que la métrique comporte un terme linéaire en  $z$  et un terme quadratique. Pour une faible courbure et une faible épaisseur, le terme quadratique peut-être négligé. Dans le cas des éléments SFE, sauf mention particulière, la métrique complète est prise en compte.

A l'aide de cette métrique on obtient naturellement un tenseur vitesse de déformation quadratique en  $z$ . Pour la déformation, par exemple dans le cas d'une mesure de déformation d'Almansi on obtient les composantes :

$$\varepsilon_{\alpha\beta} = 0.5(g_{\alpha\beta}(t) - g_{\alpha\beta}(0)) \quad (154)$$

qui comportent donc implicitement des termes linéaires et quadratiques en  $z$ .

Le calcul du tenseur courbure est un élément clé des éléments SFE. Un premier modèle a été présenté par G. Rio [], puis amélioré par G.Rio et B. Thati [], et également par la suite par H. Laurent []. Actuellement, S. Couedo [] a effectué une partie de ses travaux de thèse sur la recherche d'une mesure de courbure optimum en fonction de la position des noeuds.

Ce qui différencie les différentes implantations est le calcul du tenseur de courbure. Nous allons donc détailler différents calculs possibles et les conséquences sur les résultats.

## 11.2 Estimation d'une courbure à partir de la variation de la normale de part et d'autre des arrêtes

L'idée est d'utiliser la position des éléments mitoyens à l'élément central, pour reconstruire la courbure.

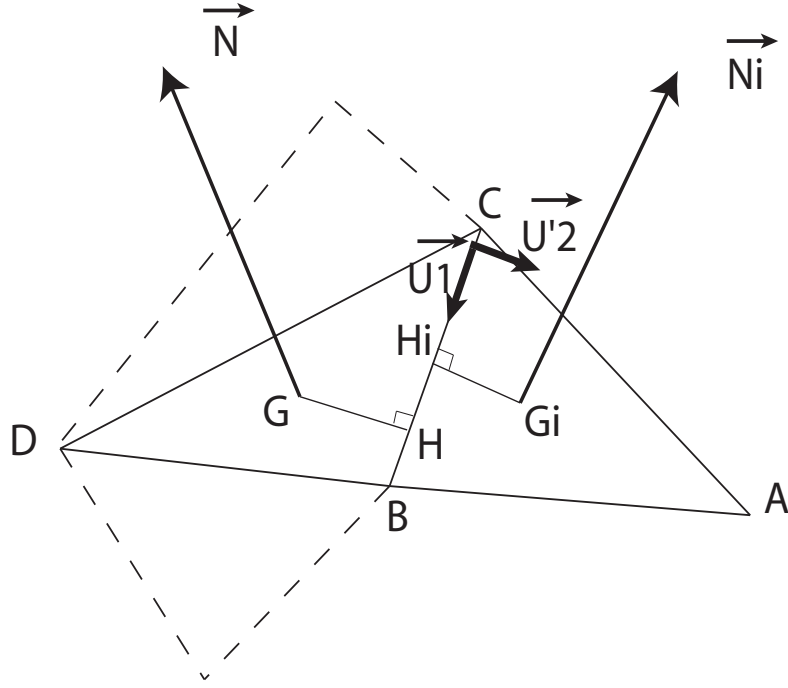


FIGURE 6 – Positions des points

Considérons un triangle DCB entouré de 3 triangles extérieurs (fig.6), et soit CAB l'un d'entre eux.

A partir des coordonnées des noeuds sommet on construit les normales et

$$\vec{N} = \frac{D\vec{B} \times D\vec{C}}{\|D\vec{B} \times D\vec{C}\|} = \frac{\vec{a}_1 \times \vec{a}_2}{\|\vec{a}_1 \times \vec{a}_2\|} \quad (155)$$

$$\vec{N}_i = \frac{C\vec{B} \times C\vec{A}}{\|C\vec{B} \times C\vec{A}\|} \quad (156)$$

**Remarque**  $\vec{a}_1$  n'est pas forcément égal à  $D\vec{B}$ , idem entre  $\vec{a}_2$  et  $D\vec{C}$

Nous avons également successivement :

—  $O\vec{G} = (O\vec{B} + O\vec{C} + O\vec{D})/3$  et  $O\vec{G}_i = (O\vec{A} + O\vec{C} + O\vec{B})/3$ .

—  $\vec{U}_1 = C\vec{B}/\|C\vec{B}\|$

—  $\vec{U}'_2 = \vec{N} \times \vec{U}_1$ , la direction normale à  $\vec{U}_1$  dans le plan de la facette centrale.

Ceci nous permet de calculer les distances de  $H_i$  à  $G_i$  d'une part et de  $H$  à  $G$  d'autre part.

$$\begin{aligned} H_i\vec{G}_i &= C\vec{G}_i - (C\vec{G}_i \cdot \vec{U}_1) \cdot \vec{U}_1 \\ h_i G_i &= \|H_i\vec{G}_i\| \\ gH_1 &= \sqrt{C\vec{G} \cdot C\vec{G} - (C\vec{G} \cdot \vec{U}_1)^2} \end{aligned} \quad (157)$$

On peut alors calculer la variation de la normale dans la direction  $\vec{U}'_2$  d'où une approximation de la courbure dans la même direction :

$$\vec{N}_{,U'_2} \approx \frac{\vec{N}_i - \vec{N}}{(gH_1 + h_i G_i)} \rightarrow b_{U'_2 U'_2} \approx -\vec{N}_{,U'_2} \cdot \vec{U}'_2 \quad (158)$$

Cette opération peut-être répétée suivant les 3 normales  $\vec{U}'_2$  des 3 cotés du triangle central. Supposons que le tenseur de courbure est constant sur la facette centrale, nous avons :

$$\mathbf{b} = b_{\alpha\beta} \vec{a}^\alpha \otimes \vec{a}^\beta \quad (159)$$

d'où :

$$b_{U'_2 U'_2} = b_{\alpha\beta} (\vec{a}^\alpha \cdot \vec{U}'_2) (\vec{a}^\beta \cdot \vec{U}'_2) \quad (160)$$

Appelons  $\bar{b}_i = b_{U'_2 U'_2}$  la courbure calculée pour le triangle extérieur "i", i=1...3, et notons  $[A^{ij}]$  la matrice 3x3 telle que :

$$A^{i1} = (\vec{a}^1 \cdot \vec{U}'_2) (\vec{a}^1 \cdot \vec{U}'_2) \quad A^{i2} = 2(\vec{a}^1 \cdot \vec{U}'_2) (\vec{a}^2 \cdot \vec{U}'_2) \quad A^{i3} = (\vec{a}^2 \cdot \vec{U}'_2) (\vec{a}^2 \cdot \vec{U}'_2) \quad (161)$$

Notons également les composantes du tenseur de courbure sous forme d'un vecteur :

$$b_1 = b_{11} \quad , \quad b_2 = b_{12} \quad , \quad b_3 = b_{22} \quad (162)$$

D'où la relation matricielle finale :

$$(\bar{b}_i) = [A^{ij}] (b_i) \rightarrow (b_i) = [A^{ij}]^{-1} (\bar{b}_i) \quad (163)$$

Le calcul de la variation de la courbure par rapport aux degrés de liberté nécessite de tenir compte de la variation des coordonnées dans tous les termes des différentes expressions précédentes. C'est ce qui a été fait et implanté dans Herezh++. Cependant, la courbure ainsi définie, qui paraît a priori intéressante, pose des problèmes de convergence vers la solution exacte, aussi on ne va donc pas détailler plus en avant la variation (sauf si on trouve par la suite une idée pour améliorer cette forme initiale!!).

### 11.2.1 Problème de convergence

Soit le cas test suivant. On considère un maillage de deux éléments dont les sommets sont disposés initialement sur un plan, puis après transformation sur un cylindre de Rayon "R" de la manière indiquée sur la figure (7). Dans l'opération, seul le noeud A bouge de telle manière que l'élément BAC effectue une rotation d'angle "a" autour de l'arête BC.

Si l'on applique le modèle approché de calcul de la courbure selon  $\vec{U}'_{2(1)}$ , nous allons trouver une différence systématique, quelque soit la valeur de l'angle "a", car :

$$\begin{aligned} b_{U'_{2(1)} U'_{2(1)}} &\approx -\frac{\vec{N}_i - \vec{N}}{(gH_1 + h_i G_i)} \cdot \vec{U}'_{2(1)} \\ &\approx -\frac{1}{0.66} \langle \sin(a), 0, \cos(a) - 1 \rangle \begin{pmatrix} 1 \\ 0 \\ 0 \end{pmatrix} \\ &\approx -\frac{\sin(a)}{0.66} \end{aligned} \quad (164)$$

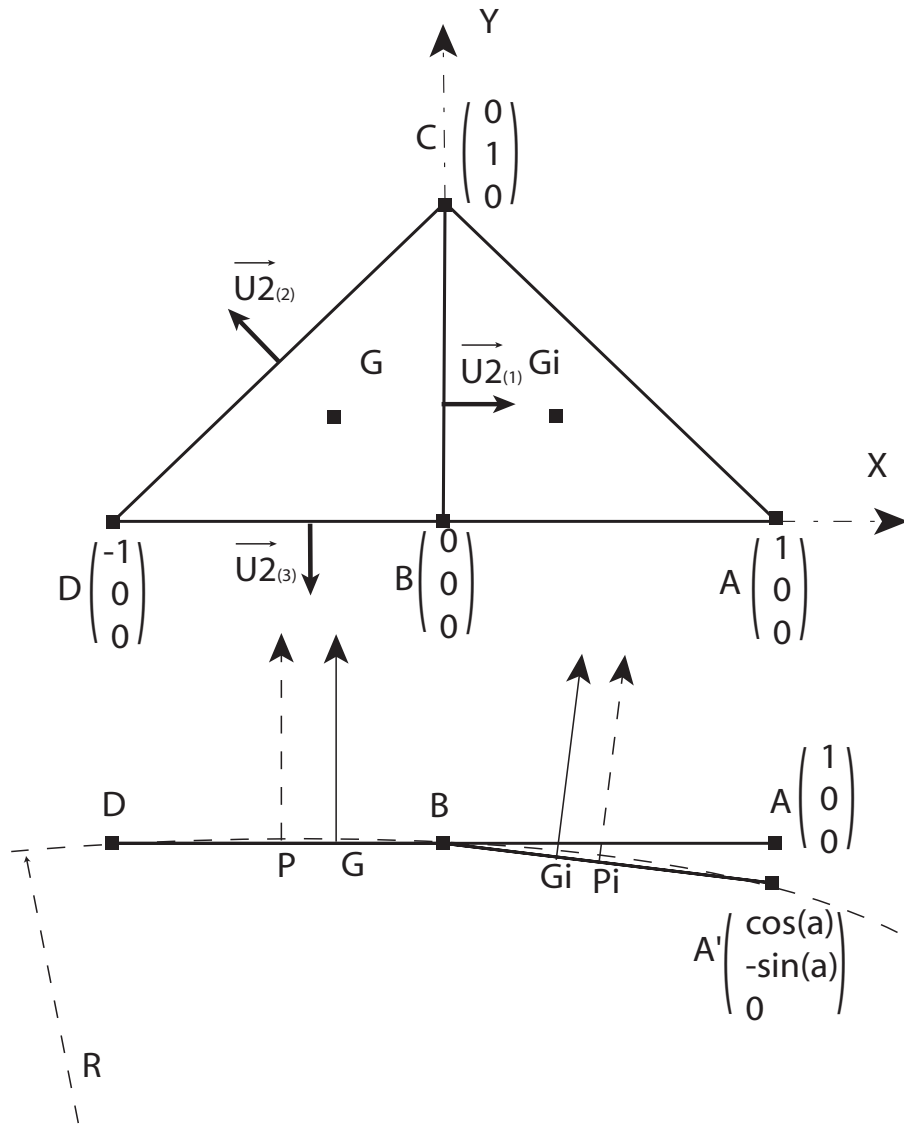


FIGURE 7 – cylindre

D'autre part un simple calcul de géométrie montre que le rayon du cercle qui passe par DBA' est  $R = 0.5/\sin(a/2)$  c'est-à-dire lorsque l'angle est faible :  $1/R \approx a$  D'où :

$$\lim_{a \rightarrow 0} b_{U'_{2(1)} U'_{2(1)}} \approx -\frac{a}{0.66} \quad (165)$$

**Premier problème** Donc on voit que l'on n'obtiendra jamais la solution exacte. Ce premier problème peut-être surmonté en considérant, non plus la distance du centre de gravité à l'arête, mais la moitié de la distance du noeud externe à l'arête. Dans l'exemple ce serait la distance de D à l'arête BC d'une part et d'autre part la distance de A' à l'arête BC. Dans ce cas on divisera par 1 et non par 0.66 et on convergera vers le résultat exact.

**Second problème** Le second problème est a priori plus difficile à résoudre. Considérons toujours l'exemple précédent, et recherchons le tenseur final de courbure. Nous aurons dans la direction  $\vec{U}_{2(1)}$  une courbure correcte que l'on note  $\bar{b}_1$ . Dans les deux autres directions on trouvera une courbure nulle d'où :  $\bar{b}_2 = \bar{b}_3 = 0$ . Or une fois que l'on cherchera à calculer les composantes du tenseur final via l'expression (163), on obtiendra une valeur correcte pour  $b_{11} = \bar{b}_1$  et  $b_{22} = \bar{b}_2$ , par contre on aura systématiquement  $b_{12} \neq 0$  alors que pour un cylindre on doit avoir  $b_{12} = 0$ . On pourrait penser que le résultat dépend du nombre d'éléments mis dans la largeur, mais il n'en est rien. Prenons par exemple 4 éléments (fig.8). Le calcul de la courbure pour les 3 arêtes sera identique !

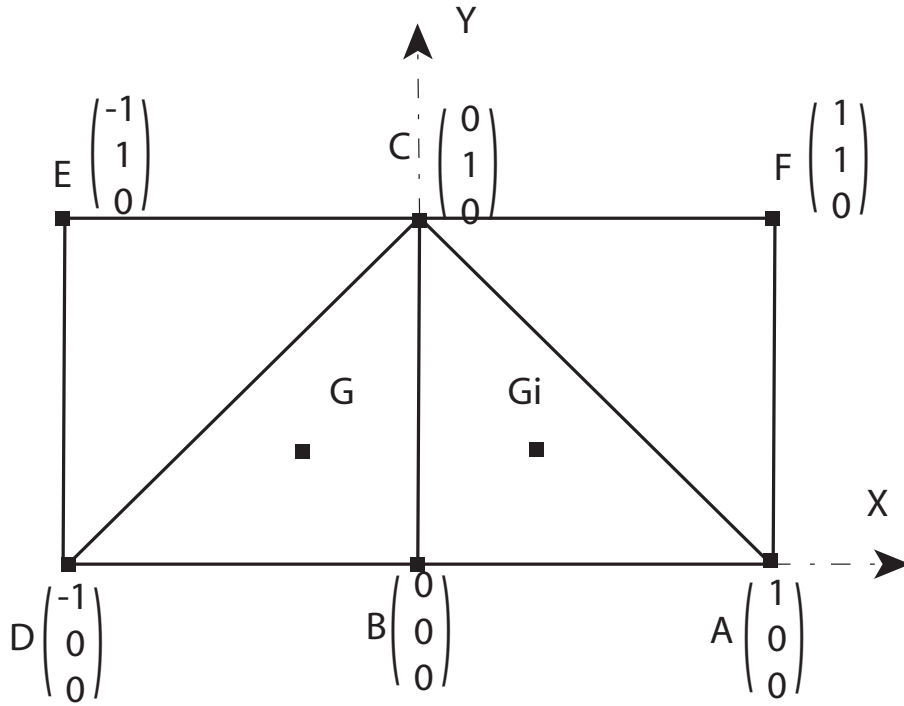


FIGURE 8 – 4 éléments

En conclusion, dans l'état actuel du modèle, on ne peut pas tendre vers la solution exacte pour une géométrie de cylindre. On peut donc penser que la qualité des résultats de flexion ne sera jamais bonne, ce que l'on observe au niveau des résultats numériques dans le cas de la flexion d'une poutre (plaque) sur deux appuis avec une flèche imposée au milieu. On observe une erreur systématique.

### 11.3 Modèle original simple d'estimation de la courbure

Il s'agit du modèle original introduit par Rio et al [1], dont l'idée est de calculer la normale au milieu d'une arête à partir de la demi-somme des normales de part et d'autre de l'arête.



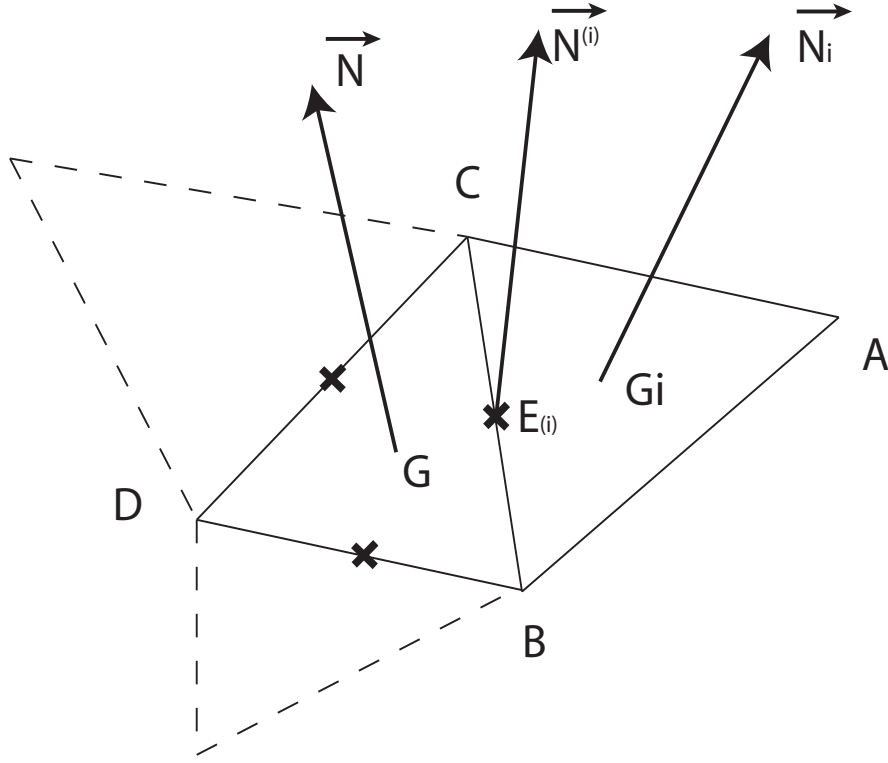


FIGURE 9 – modèle simple : l'élément SFE

Si l'on retient les notations de la figure (9), on a :

$$\vec{N}^{(i)} = \frac{\vec{N} + \vec{N}_i}{\|\vec{N} + \vec{N}_i\|} \quad (166)$$

Le vecteur  $\vec{N}^{(i)}$  est supposé se situer exactement au milieu de l'arête c'est-à-dire au point :  $E_{(i)}$ . Ensuite le vecteur est étendu à toute la surface du triangle par interpolation entre les trois normales  $\vec{N}^{(i)}$  selon :

$$\vec{N}(\eta^1, \eta^2) = \vec{N}^{(i)} \omega_{(i)} \quad (167)$$

avec "i" variant de 1 à 3 et

$$\omega_{(1)} = 2(\eta^1 + \eta^2) - 1 \quad , \quad \omega_{(2)} = 1 - 2\eta^1 \quad , \quad \omega_{(3)} = 1 - 2\eta^2 \quad (168)$$

Ensuite à partir de la relation (167) on en déduit la variation du vecteur normal :

$$\vec{N}_{,1} = \frac{\partial \vec{N}(\eta^1, \eta^2)}{\partial \eta^1} = 2(\vec{N}^{(1)} - \vec{N}^{(2)}) \quad \text{et} \quad \vec{N}_{,2} = \frac{\partial \vec{N}(\eta^1, \eta^2)}{\partial \eta^2} = 2(\vec{N}^{(1)} - \vec{N}^{(3)}) \quad (169)$$

d'où la valeur des composantes de la courbure :

$$b_{11} = -\vec{N}_{,1} \cdot \vec{a}_1 \quad , \quad b_{22} = -\vec{N}_{,2} \cdot \vec{a}_2 \quad , \quad b_{12} = -0.5(\vec{N}_{,2} \cdot \vec{a}_1 + \vec{N}_{,1} \cdot \vec{a}_2) \quad (170)$$

Le calcul des termes  $b_{11}$  et  $b_{22}$  provient directement de la formule théorique du calcul de la courbure. Par contre pour le calcul du terme  $b_{12}$ , cela mérite une explication. En faite on sait que d'un point de vue théorique, le tenseur de courbure est symétrique, car nous avons :

$$b_{\alpha\beta} = \vec{a}_{,\alpha\beta} \cdot \vec{N} = \frac{\partial^2 O\vec{M}}{\partial \eta^1 \eta^2} \cdot \vec{N} \quad (171)$$

Or l'approximation (169) devrait conduire à :

$$b'_{12} = -\vec{N}_{,1} \cdot \vec{a}_2 \quad \text{et} \quad b'_{21} = -\vec{N}_{,2} \cdot \vec{a}_1 \quad (172)$$

Or il n'y a pas de raison que dans le cadre de l'approximation (169),  $b'_{12}$  soit identique à  $b'_{21}$ . Aussi dans le modèle original, on prend donc la moyenne :

$$b_{12} = 0.5(b'_{12} + b'_{21})$$

En fait dans le cadre de l'implantation dans Herezh++, le tenseur de courbure est utilisé essentiellement pour calculer la variation du vecteur normale. Dans ce cas, il est possible également de garder le tenseur non symétrique ce qui conduit alors à la vraie variation constatée à partir des  $\vec{N}^{(i)}$ , ensuite pour d'autres calculs qui nécessiteraient un tenseur symétrique, on peut symétriser le tenseur " $\mathbf{b}'$ ". Donc les deux options sont actuellement implantées, la validation numérique montrera si une option est meilleure que l'autre.

## 11.4 Modèle Sfe2

Il s'agit du modèle développé par H. Laurent et G. Rio. L'idée est d'essayer de prendre en compte la non-régularité du maillage. Le modèle est présenté dans la thèse de Hervé Laurent [] et dans []. L'implantation est ici légèrement différente, mais globalement elle devrait conduire aux mêmes résultats. En particulier on ne se sert pas de la position des centres de gravité pour calculer les normales sur les arêtes.

Soit la figure (10) pour représenter une disposition courante.

Tout d'abord on calcul la normale sur les deux facettes  $\vec{N}$  et  $\vec{N}_e$ . Ensuite la valeur de la normale sur l'arête est définie initialement à partir d'une moyenne pondérée en fonction des distances des centres de gravité à l'arête :

$$\vec{N}^{(i)} = \frac{(\vec{N} H_e G_i + \vec{N}_e GH)}{(H_e G_i + GH)} \quad (173)$$

En fait, cette moyenne pondérée est identique à la suivante :

$$\vec{N}^{(i)} = \frac{(\vec{N} H_a A + \vec{N}_e DH_d)}{(H_a A + DH_d)} \quad (174)$$

Cette dernière expression ne faisant pas intervenir explicitement la position des centres de gravité est peu plus simple. C'est donc cette expression qui est implantée dans Herezh++.

Au niveau de la position de la normale, l'idée est de trouver le point " $H_i$ " tel que si l'on déplie la facette BAC pour la ramener dans le plan de la facette centrale DBC, le point

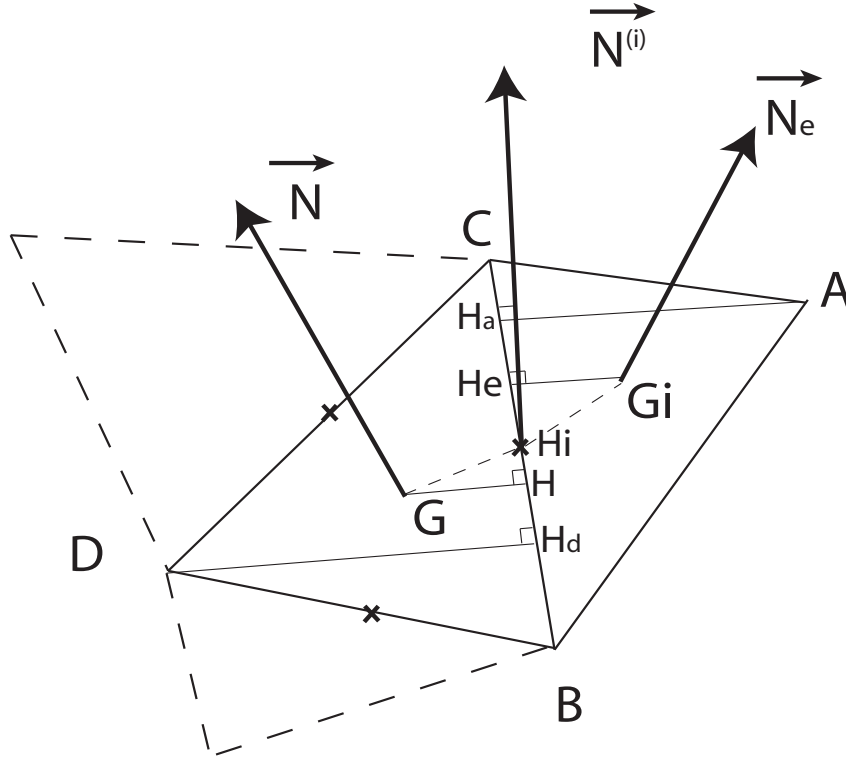


FIGURE 10 – modèle SFE2 : grandeurs pour le calcul sur une arête

$H_i$  se situe à l'intersection des segments  $BC$  et  $GG'_i$ ,  $G'_i$  étant la nouvelle position de  $G_i$ . On doit donc avoir la relation :

$$\vec{GH}_i \cdot \vec{CB} = \vec{H}_i \vec{G}_i \cdot \vec{CB} \quad (175)$$

En appelant  $\vec{U}_1 = \vec{CB}/\|\vec{CB}\|$  on obtient :

$$\vec{OH}_i = \vec{OB} + \beta \vec{U}_1 \text{ avec } \beta = \frac{(\vec{BG}_i - \vec{GB}) \cdot \vec{U}_1}{2} \quad (176)$$

Le calcul de la courbure s'effectue à partir de l'interpolation des normales sur tout le triangle. Pour ce faire, on définit les fonctions d'interpolation associées aux positions  $H_i$ . Ces fonctions sont calculées à partir des coordonnées locales des points  $H_i$ . Soit  $O'$  l'origine du repère de la facette centrale (cf.11). Les coordonnées locales du point  $H_i$  s'obtiennent via :

$$\theta_{(i)}^\alpha = O'H_i \cdot \vec{a}^\alpha \quad (177)$$

On remarque que l'on doit avoir :  $\theta_{(3)}^2 = 0$  et  $\theta_{(2)}^1 = 0$ .

En cherchant les fonctions d'interpolations sous la forme :

$$\omega_r = a_r \theta^1 + b_r \theta^2 + c_r \text{ avec } r = 1, 2, 3 \text{ et } \vec{N} = \vec{N}^r \omega_r \quad (178)$$

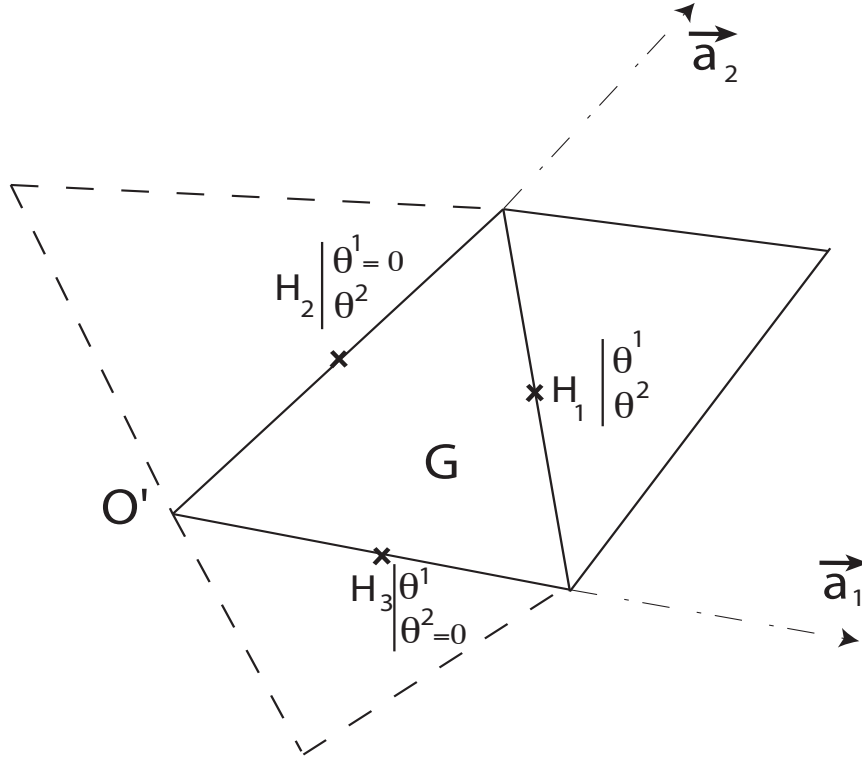


FIGURE 11 – modèle SFE2 : éléments pour le calcul des fonctions d'interpolation

On obtient en notant  $s = \theta_{(1)}^1 \theta_{(2)}^2 - \theta_{(3)}^1 \theta_{(2)}^2 + \theta_{(1)}^2 \theta_{(3)}^1$  :

$$\begin{aligned}
 a_1 &= \theta_{(2)}^2/s & b_1 &= \theta_{(3)}^1/s & c_1 &= -\theta_{(3)}^1 \theta_{(2)}^2/s \\
 a_2 &= -\theta_{(1)}^2/s & b_2 &= 1/\theta_{(3)}^2 - \theta_{(1)}^2 \theta_{(3)}^1/(s \theta_{(2)}^2) & c_2 &= \theta_{(3)}^1/s \\
 a_3 &= 1/\theta_{(3)}^1 - \theta_{(1)}^1 \theta_{(2)}^2/(s \theta_{(3)}^1) & b_3 &= -\theta_{(1)}^1/s & c_3 &= \theta_{(2)}^2 \theta_{(1)}^1/s
 \end{aligned} \tag{179}$$

Maintenant, nous pouvons calculer le tenseur de courbure selon :

$$b_{\alpha\beta} = -\vec{N}^r \frac{\partial \omega_r}{\partial \theta^\alpha} \cdot \vec{a}_\beta \tag{180}$$

Le tenseur ainsi obtenu est non symétrique contrairement au tenseur d'une surface régulière. On peut éventuellement le symétriser.

**Remarque** Le modèle SFE2 doit conduire aux mêmes résultats que le modèle SFE1 dans le cas d'un maillage de taille d'élément constant, et pour lequel le point  $H_i$  est au milieu des cotés.

## 11.5 Modèle Sfe3

Il s'agit d'un modèle initialement imaginé au cours du DEA de Mathieu Porez. L'idée est d'utiliser un polynôme quadratique pour interpoler les cotes des points externes, selon

la direction normale à la face centrale. Sylvain Couëdo, dans le cadre de sa thèse, a étudié de manière comparative, l'erreur entraînée par une distorsion de la régularité des triangles, d'un maillage constitué d'un élément SFE dont les noeuds appartiennent à une sphère ou à un cylindre, et a montré que l'utilisation d'un polynôme d'interpolation conduisait à une plus faible erreur comparativement aux éléments SFE1 et SFE2. L'implantation a donc pour objectif de valider cette étude sur des maillages plus importants.

Supposons que les bases naturelle et duale associées à l'élément central DBC (on se réfère aux notations de la figure 6) soient calculées, d'où le calcul de la normale :

$$\vec{N} = \frac{\vec{a}_1 \times \vec{a}_2}{\|\vec{a}_1 \times \vec{a}_2\|} \quad (181)$$

On cherche à calculer la cote selon la normale du point A.

$$\theta^3 = \overrightarrow{DA} \cdot \vec{N} \quad (182)$$

puis ses coordonnées locales dans le plan de la facette :

$$\theta^\alpha = (\overrightarrow{DA} - \theta^3 \vec{N}) \cdot \vec{a}^\alpha \quad (183)$$

On suppose que la surface qui passe par tous les noeuds de l'élément SFE est un polynôme en  $\theta^\alpha$  :

$$\theta^3(\theta^\alpha) = a (\theta^1)^2 + b (\theta^2)^2 + c \theta^1 \theta^2 + d \theta^1 + e \theta^2 + f \quad (184)$$

Tout d'abord la surface devant passer par les sommets du triangle centrale cela entraîne :  $f = 0$ ,  $d = -a$  et  $e = -b$  d'où il reste :

$$\theta^3(\theta^1, \theta^2) = a \theta^1 (\theta^1 - 1.) + b \theta^2 (\theta^2 - 1.) + c \theta^1 \theta^2 \quad (185)$$

Dans le cas où il y a trois noeuds externes  $A^i$  cela conduit à 3 équations d'où le système à résoudre :

$$\begin{bmatrix} \theta_{A^1}^1 (\theta_{A^1}^1 - 1.) & \theta_{A^1}^2 (\theta_{A^1}^2 - 1.) & \theta_{A^1}^1 \theta_{A^1}^2 \\ \theta_{A^2}^1 (\theta_{A^2}^1 - 1.) & \theta_{A^2}^2 (\theta_{A^2}^2 - 1.) & \theta_{A^2}^1 \theta_{A^2}^2 \\ \theta_{A^3}^1 (\theta_{A^3}^1 - 1.) & \theta_{A^3}^2 (\theta_{A^3}^2 - 1.) & \theta_{A^3}^1 \theta_{A^3}^2 \end{bmatrix} \begin{pmatrix} a \\ b \\ c \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \theta_{A^1}^3 \\ \theta_{A^2}^3 \\ \theta_{A^3}^3 \end{pmatrix} \quad (186)$$

En appelant  $[K]$  la matrice et  $(SM)$  le second membre on obtient :

$$\begin{pmatrix} a \\ b \\ c \end{pmatrix} = [K]^{-1}(SM) \quad (187)$$

Soit "M" un point courant :

$$M \left| \begin{array}{l} \theta^1 \\ \theta^2 \\ \theta^3(\theta^1, \theta^2) \end{array} \right. \quad (188)$$

cela conduit directement aux composantes de la courbure selon :

$$b_{\alpha\beta} = \frac{\partial^2 \vec{M}}{\partial \theta^1 \partial \theta^2} \cdot \vec{N} \quad (189)$$

d'où :

$$b_{11} = 2 a , \quad b_{22} = 2 b , \quad b_{12} = c \quad (190)$$

Dans le cas où le noeud extérieur n'existe pas, on considère que la courbure dans la direction de ce noeud est nulle.

Soit  $\vec{v}$  la direction normale à l'arête pour laquelle il n'y a pas de noeud externe.

$$(v) = \begin{pmatrix} v^1 \\ v^2 \end{pmatrix} \quad (191)$$

$v^\alpha$  étant les coordonnées locales de  $v$ .

La courbure dans la direction  $\vec{v}$  est :

$$b_{vv} = \langle v^1, v^2 \rangle \begin{bmatrix} b_{11} & b_{21} \\ b_{12} & b_{22} \end{bmatrix} \begin{pmatrix} v^1 \\ v^2 \end{pmatrix} = 2 (a (v^1)^2 + b (v^2)^2 + c (v^1 v^2)) = 0 \quad (192)$$

Ce qui constitue une équation de remplacement à l'équation initiale :

$$a \theta_A^1 (\theta_A^1 - 1.) + b \theta_A^2 (\theta_A^2 - 1.) + c \theta_A^1 \theta_A^2 = \theta_A^3$$

Dans le cas où il manque deux noeuds extérieurs, on répète deux fois la précédente opération. Enfin s'il n'y a pas de noeud extérieur en répétant 3 fois l'opération précédente on obtient naturellement une courbure nulle ce qui est cohérent.

Dans le cas où une des arêtes appartient à un axe de symétrie ou à une ligne d'encastrement, la condition correspond à une dérivée imposée dans la direction normale au plan de symétrie ou au plan d'encastrement. Soit  $\vec{d}$  la direction dans laquelle la dérivée est imposée, on a :

$$\vec{d} = d^\alpha \vec{g}_\alpha + d^3 \vec{N} \quad \text{et} \quad \theta_{,\alpha}^3 d^\alpha = d^3 \quad (193)$$

ce qui signifie que la variation d'un point géométrique de la surface :  $\vec{d}M$  doit se faire dans la direction imposée  $\vec{d}$ .

En développant la dernière expression par exemple au point  $A$  on obtient :

$$a (2\theta_A^1 - 1.)d^1 + b (2\theta_A^2 - 1.)d^2 + c (\theta_A^1 d^2 + \theta_A^2 d^1) = d^3 \quad (194)$$

D'une manière pratique, la direction  $\vec{d}$  peut-être construite à partir d'une direction donnée en entrée  $\vec{w}$  et de celle de l'arête  $\vec{u}$  :

$$\vec{d} = \vec{w} \times \vec{u}$$

La condition dépend alors de la direction de l'arête, qui dépend de la position des noeuds. Cependant, dans le cas de l'opérateur tangent, par simplicité, il est peut-être possible de ne pas tenir compte de cette dépendance dans une première étape.

Dans le cas où l'on veut définir un encastrement, il faut en plus de la condition de dérivée, imposer un déplacement bloqué.

Le tenseur ainsi obtenu est naturellement symétrique.

**Remarque** Le tenseur ainsi obtenu est naturellement symétrique, et le polynôme ainsi construit tiens compte de la position réelle des points extérieurs, donc de la non-régularité des triangles.

### 11.5.1 Test simple de convergence sur une géométrie de cylindre

Supposons une géométrie de cylindre avec éventuellement un noeud manquant dans la direction de l'axe du cylindre, on montre facilement que l'on tend vers la solution exacte.

## Références

- [Chung and Lee, 1994] Chung, J. and Lee, J. (1994). A new family of explicit time integration methods for linear and non-linear structural dynamics. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 37 :3961–3976.
- [Engeln-Müllges and Uhlig, 1996] Engeln-Müllges, G. and Uhlig, F. (1996). *Numerical Algorithms with C*. Number ISBN 3-540-60530-4. Springer-Verlag.
- [Favier, 1988] Favier, D. (1988). *Contribution à l'étude théorique de l'élastohystérésis à température variable : application aux propriétés de mémoire de forme*. Thèse de doctorat d'état, Université Joseph Fourier & Institut National Polytechnique de Grenoble.
- [Guélin, 1980] Guélin, P. (1980). Remarques sur l'hystérésis mécanique. *J. Mécanique Théorique et Appliquée*, 19(2) :217–247.
- [Moreau, 2000] Moreau, C. (2000). *Etude expérimentale et Numérique de l'Hyperélasticité avec prise en compte de l'incompressibilité*. Thèse de doctorat, Université de Bretagne Sud.
- [Pegon, 1988] Pegon, P. (1988). *Contribution à l'étude de l'hystérésis élastoplastique*. Thèse d'état, Institut National Polytechnique, Université Joseph Fourier, Grenoble.
- [Press et al., 2002] Press, W. H., Teukolsky, S. A., Vetterling, W. T., and Flannery, B. P. (2002). *Numerical Recipes in C*. Number ISBN 0-521-43108-5. Cambridge University Press, second edition edition.
- [Rio et al., 1995] Rio, G., Manach, P. Y., and Favier, D. (1995). Finite element simulation of shell and 3d mechanical behaviour of niti shape memory alloys. *Archives of Mechanics*, 47(3) :537–556.
- [Underwood, 1983] Underwood, P. (1983). Dynamic relaxation : a review. in : Ted belytschko and thomas j.r. hughes editors. computational methods for transient analysis. volume 1, chapter 5, pages 245–265. Elsevier Science Publishers B.V.
- [Watts and Shampine, 2005] Watts, H. A. and Shampine, L. F. (2005). Rkf45 runge-kutta-fehlberg ode solver. Technical report, Albuquerque, New Mexico.
- [Wright, 2002] Wright, W. (2002). *General linear methods with inherent Runge-Kutta stability*. PhD thesis, University of Auckland.