

CHAPITRE 1

NOTIONS DE DYNAMIQUE ET ÉTAT DE L'ART DES AMF EN GÉNIE SISMIQUE

1.1 Définition du problème sismique

1.1.1 Équation du mouvement

Considérons le système à un degré de liberté (ddl) illustré à la figure 1, dont la masse, la rigidité et l'amortissement sont respectivement m , k et c . Selon la deuxième loi de Newton ($F = m \cdot \ddot{u}$), le diagramme de corps libre de ce système (figure 1 de droite) donne :

$$F(t) - ku - c\dot{u} = m\ddot{u} \tag{1-1}$$

où u , \dot{u} et \ddot{u} sont respectivement le déplacement, la vitesse et l'accélération de la masse. En réarrangeant les termes, on obtient l'équation du mouvement sous sa forme habituelle :

$$m\ddot{u} + c\dot{u} + ku = F(t) \tag{1-2}$$

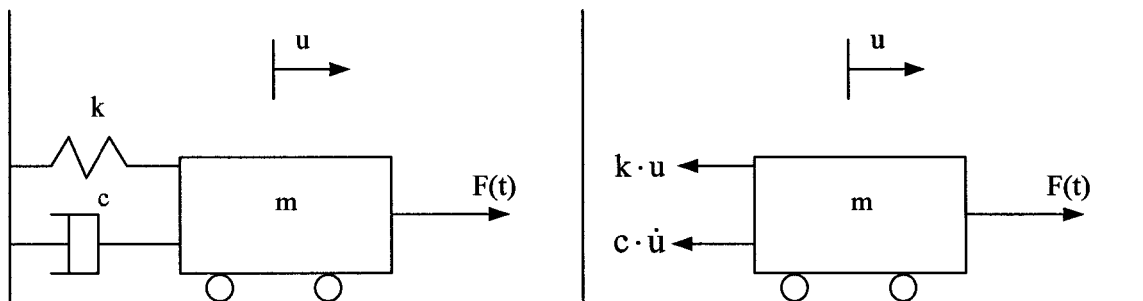


Figure 1 Problème dynamique avec force d'excitation (à gauche) et diagramme de corps libre de ce système (à droite)

1.1.2 Vibration libre

Si la force $F(t)$ appliquée sur le système est nulle, on dit qu'il est en vibrations libres. En divisant tous les termes de l'équation (1-1) par m , on obtient :

$$\ddot{u} + \frac{c}{m}\dot{u} + \frac{k}{m}u = 0 \quad (1-3)$$

Le déplacement du système ne dépend alors que des conditions initiales appliquées. La réponse en vibrations libres fournit des caractéristiques importantes du système, qui seront présentées dans cette section.

En posant :

$$\omega = \sqrt{\frac{k}{m}} \quad (1-4)$$

et :

$$\zeta = \frac{c}{2\omega m} \quad (1-5)$$

l'équation (1-3) devient :

$$\ddot{u} + (2\zeta\omega) \cdot \dot{u} + \omega^2 \cdot u = 0 \quad (1-6)$$

On appelle ω la pulsation angulaire du système et ζ la fraction d'amortissement. On peut résoudre cette équation de façon analytique [6;7] en supposant que sa solution est de la forme $u = e^{\lambda t}$. En introduisant cette expression dans l'équation (1-6), on obtient :

$$e^{\lambda t} (\lambda^2 + (2\zeta\omega) \cdot \lambda + \omega^2) = 0 \quad (1-7)$$

Cette équation quadratique en λ doit être égale à zéro pour satisfaire l'égalité et admet deux solutions possibles :

$$\lambda_1, \lambda_2 = -\zeta\omega \pm \omega\sqrt{\zeta^2 - 1} \quad (1-8)$$

La solution de l'équation (1-3) dépend donc du signe de la racine carrée, et par conséquent de la valeur de la fraction d'amortissement ζ . On distingue trois cas possibles. Le système suramorti ($\zeta > 1$) ne présente aucune oscillation, le système sous-amorti ($\zeta < 1$) vibre avec un décrement qui est fonction de l'amortissement, et le système à amortissement critique ($\zeta = 1$) qui représente la transition entre les deux premiers cas. Seul le système sous-amorti présente un intérêt en génie civil. Dans ce cas, la solution de l'équation différentielle (1-6) est (voir [7] pour le développement complet) :

$$u = e^{-\zeta\omega t} (C_1 \cdot \cos(qt) + C_2 \sin(qt)) \quad (1-9)$$

avec C_1 et C_2 des constantes et q , la pulsation angulaire amortie :

$$q = \sqrt{\omega^2 (1 - \zeta^2)} \quad (1-10)$$

On constate une erreur très faible entre la pulsation amortie et la pulsation non amortie lorsque ζ est faible.

L'équation (1-9) est composée de deux fonctions : une exponentielle décroissante et une onde sinusoïdale. La figure 2 illustre le résultat (pour $\omega = 2\pi$, $\zeta = 5\%$ et $u(0) = 0$). On remarque aussi que la période (T) est constante et égale à $2\pi/\omega$, soit 1s dans ce cas.

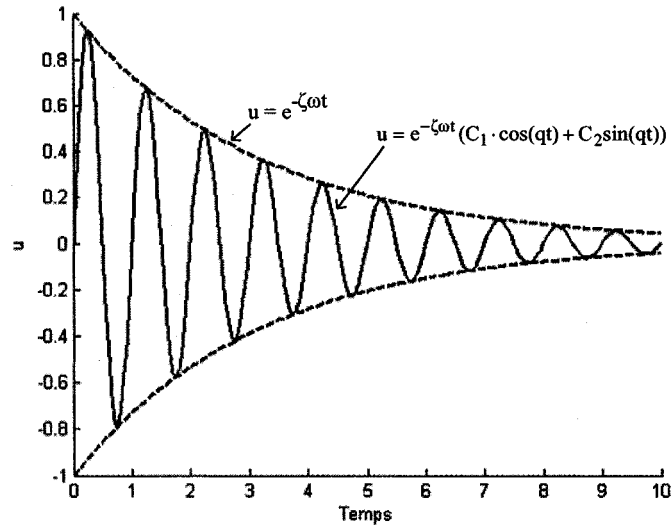


Figure 2 Vibration libre amortie pour $\omega = 2\pi$ et un amortissement de 5 %

Pour une structure à un ddl, la méthode du décrétement logarithmique est un bon moyen pour évaluer la fraction d'amortissement. La figure 2 montre que les maximums des oscillations coïncident avec la fonction exponentielle. Le rapport de l'amplitude des déplacements de deux crêtes successives n et $n+1$ est donc :

$$\frac{u_n}{u_{n+1}} = e^{-\zeta\omega(t_n - t_{n+1})} = e^{-\zeta\omega T} \quad (1-11)$$

Le logarithme naturel de ces deux rapports est le décrétement logarithmique δ :

$$\delta = \ln\left(\frac{u_n}{u_{n+1}}\right) = \zeta\omega T \quad (1-12)$$

En rappelant que $\omega = 2\pi/T$, on obtient :

$$\zeta = \frac{\delta}{2\pi} \quad (1-13)$$

Notons que le cas de l'amortissement critique nous permet de définir la fraction d'amortissement critique (ζ_{cr}) et le coefficient d'amortissement critique (c_{cr}) :

$$\zeta_{cr} = c/c_{cr} = 1 \quad (1-14)$$

$$c_{cr} = 2\omega m \quad (1-15)$$

1.1.3 Vibration forcée

En supposant une vibration forcée harmonique ($F(t) = P_o \cdot \sin(\omega t)$), la forme la plus complète de l'équation (1-2) est :

$$m\ddot{u} + c\dot{u} + ku = P_o \cdot \sin(\omega t) \quad (1-16)$$

La solution générale de cette équation différentielle est la somme de la solution de l'équation (1-3) (la solution homogène) et d'une solution particulière. L'hypothèse posée cette fois est de la forme :

$$u = A \cdot \sin(\omega t) + B \cdot \cos(\omega t) \quad (1-17)$$

En substituant (1-17) dans (1-16), on trouve algébriquement les coefficients A et B. La solution complète de l'équation (1-16) est donc la somme d'un terme exponentiel décroissant (régime transitoire) et d'un terme représentant la réponse forcée (régime permanent) (voir [7] pour la démarche complète). En pratique toutefois, la solution du système approche la solution particulière et le terme transitoire est négligé.

À l'aide d'identités trigonométriques, l'équation (1-17) peut aussi être écrite sous la forme :

$$u = u_o \cdot \sin(\omega t - \phi) \quad (1-18)$$

Avec $u_o = \sqrt{A^2 + B^2}$ étant l'amplitude de la réponse forcée et ϕ l'angle de phase. En introduisant les expressions de A et B, on obtient :

$$u_o = \frac{\frac{P_o}{k}}{\sqrt{\left(1 - \frac{\omega^2}{\omega_n^2}\right)^2 + \left(2 \cdot \frac{c}{c_c} \cdot \frac{\omega}{\omega_n}\right)^2}} \quad (1-19)$$

Le terme P_o/k peut être interprété comme la déflexion d'un ressort sous une charge P_o . On l'appelle la déflexion statique u_{st} . On définit également l'amplification dynamique du système comme le rapport de l'amplitude maximale de la vibration forcée (u_o) sur la déflexion statique :

$$D = \frac{u_o}{u_{st}} \quad (1-20)$$

L'équation (1-19) montre que pour une valeur d'amortissement donnée, l'amplification dynamique D est une fonction du rapport r des fréquences de la sollicitation forcée et de la fréquence naturelle du système (figure 3) :

$$D = \frac{1}{\sqrt{(1-r^2)^2 + (2 \cdot \zeta_{cr} \cdot r)^2}} \quad (1-21)$$

On voit que $D = 1$ si $r = 0$, ce qui veut dire que lorsque le système oscille très lentement, la déflexion est égale à la déflexion statique. On remarque aussi que $D = 0$ si $r = \infty$, ce qui veut dire que la déflexion est nulle lorsque le système oscille très rapidement. Lorsque $r = 1$, le système est en résonance et l'amplification tend vers l'infini si l'amortissement est nul.

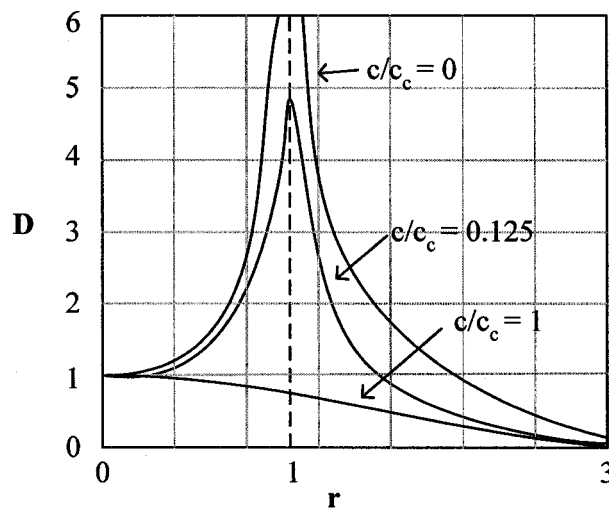


Figure 3 Réponse en fréquence d'un système à un degré de liberté soumis à une charge harmonique. L'amplification dynamique (D) est représentée en fonction du rapport de fréquence (r).

1.1.4 Équivalence du problème sismique

Dans le cas d'un tremblement de terre, le terme $F(t)$ de l'équation (1-2) n'est pas une force appliquée sur la masse, mais bien une force d'inertie causée par le mouvement du sol (figure 4).

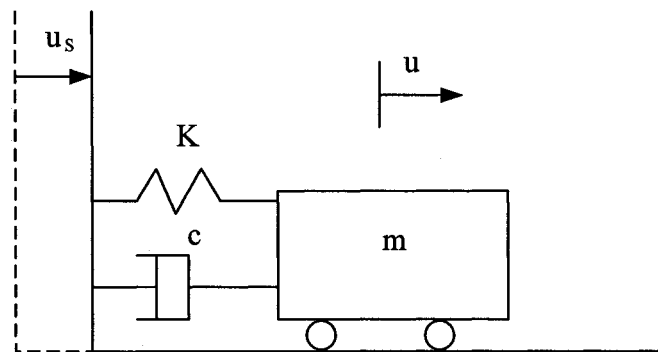


Figure 4 Problème avec mouvement du sol

Toujours en appliquant la deuxième loi de Newton, on obtient maintenant :

$$-ku - c\dot{u} = m(\ddot{u}_s + \ddot{u}) \quad (1-22)$$

ou encore :

$$m\ddot{u} + c\dot{u} + ku = -m\ddot{u}_s \quad (1-23)$$

On constate, en comparant les équations (1-2) et (1-23), l'équivalence entre l'application d'une force sur la masse et d'une accélération au sol. En d'autres mots, ce résultat montre que le problème sismique est équivalent au problème classique (base fixe), mais avec une force appliquée proportionnelle à l'accélération du sol.

1.2 Méthode de résolution

Pour un système à plusieurs ddl, l'équation (1-23) devient :

$$[M]\{\ddot{u}(t)\} + [C]\{\dot{u}(t)\} + [K]\{u(t)\} = \{F(t)\} \quad (1-24)$$

[M], [C] et [K] sont les matrices de masse, d'amortissement et de rigidité, alors que $\{\ddot{u}\}$, $\{\dot{u}\}$ et $\{u\}$ sont les vecteurs d'accélération, de vitesse et de déplacement.

Pour une charge dynamique quelconque comme un séisme, il est possible de résoudre cette équation différentielle de plusieurs façons. Un premier groupe de méthodes utilise une solution exacte de l'équation différentielle. En effet, cette solution est connue pour certains chargements précis. Par exemple, la méthode de l'intégrale de Duhamel représente la charge sismique par une succession d'impulsions dont on connaît la solution exacte [4]. Alternativement, une deuxième catégorie regroupe des méthodes dites numériques (Runge-Kutta, Newmark, Wilson, etc.). Ces méthodes fournissent une solution satisfaisante à l'équation différentielle pour chaque incrément d'un chargement quelconque. Le logiciel Ansys [8] utilise la méthode de Newmark [9].

Dans le cas où les propriétés de la structure changent au cours de la solution dynamique, on doit en plus utiliser une analyse non linéaire pas à pas dans le temps et intégrer directement les équations du mouvement. On divise les chargements (*load steps*) en sous-chargevements (*substeps*). Par exemple, dans le cas où la matrice [K] est fonction des ddl $\{u\}$, l'algorithme de Newton-Raphson utilise un certain nombre d'itérations pour atteindre l'équilibre. Les sous-sections qui suivent fournissent les grandes lignes de ces méthodes.

1.2.1 Méthode de Newmark

Cette section n'a pas pour but de décrire en détail la méthode de Newmark, mais simplement d'en donner un très bref aperçu. Le lecteur intéressé peut se référer à des ouvrages spécialisés [10;11].

L'hypothèse de base de cette méthode soutient que l'accélération entre les instants n et $n+1$ est régie par une fonction d'interpolation. Cette fonction est déterminée par α et β , les paramètres d'intégration de Newmark. On parvient à réécrire l'équation du mouvement en fonction de l'inconnu u_{n+1} :

$$(a_0[M] + a_1[C] + [K])\{u_{n+1}\} = \{F^a\} + [M](a_0\{u_n\} + a_2\{\dot{u}_n\} + a_3\{\ddot{u}_n\}) + [C](a_1\{u_n\} + a_4\{\dot{u}_n\} + a_5\{\ddot{u}_n\}) \quad (1-25)$$

Avec : $a_0 = (\alpha \cdot \Delta t^2)^{-1}$; $a_1 = (\beta / \alpha \cdot \Delta t)$ $a_2 = (\alpha \cdot \Delta t)^{-1}$; $a_3 = (2\alpha)^{-1} - 1$;
 $a_4 = (\beta / \alpha) - 1$ et $a_5 = (\Delta t / 2)((\beta / \alpha) - 2)$.

Les valeurs d'accélération et de vitesse à l'instant $n+1$ sont par la suite déduites des valeurs de déplacements.

À noter que lorsqu'on choisit $\alpha = 0.5$ et $\beta = 0.25$, la fonction d'interpolation est une constante (méthode de l'accélération constante moyenne) et la méthode est inconditionnellement stable.

1.2.2 Méthode de Newton-Raphson

Autant les forces élastiques de rappel, les forces d'amortissement et les forces d'inertie peuvent avoir un comportement non linéaire. Pour une structure soumise à un

tremblement de terre, l'hypothèse d'une matrice de masse constante est raisonnable. Cette hypothèse est moins vraie pour la matrice d'amortissement, mais est régulièrement utilisée pour la plupart des structures standards en génie civil. Dans le cas d'un amortisseur d'AMF, la non-linéarité de la rigidité nécessite par contre une solution itérative. Notons que cette technique aura aussi comme effet de prendre en compte l'amortissement d'hystérésis (section 1.3.1).

L'équation non linéaire à résoudre est donc :

$$\left[K_i^T \right] \{ \Delta u_i \} = \{ F^a \} - \{ F_{i+n}^{nr} \} \quad (1-26)$$

où $\left[K_i^T \right]$ est la matrice de rigidité tangente, $\{ \Delta u_i \}$ le vecteur des ddl (déplacements), $\{ F^a \}$ le vecteur des forces appliquées et $\{ F_{i+n}^{nr} \}$ le vecteur des réactions nodales (déterminées à l'aide des contraintes des éléments). L'indice i indique l'itération courante. Supposons que les déplacements u_i (la figure 5 de gauche) sont fournis par la dernière solution à avoir convergé. On calcule alors le déplacement nodal Δu à l'aide de l'équation (1-26). En ajoutant Δu à la position courante u_i , on obtient la prochaine approximation u_{i+1} qui correspond à la force F_a . On répète la procédure une deuxième fois avec une nouvelle rigidité et de nouvelles forces de réactions (figure 5 de droite). Le processus continue jusqu'à la convergence, fixée par le terme de droite de l'équation (1-26). On considère alors que $F_a \approx F_{i+n}^{nr}$.

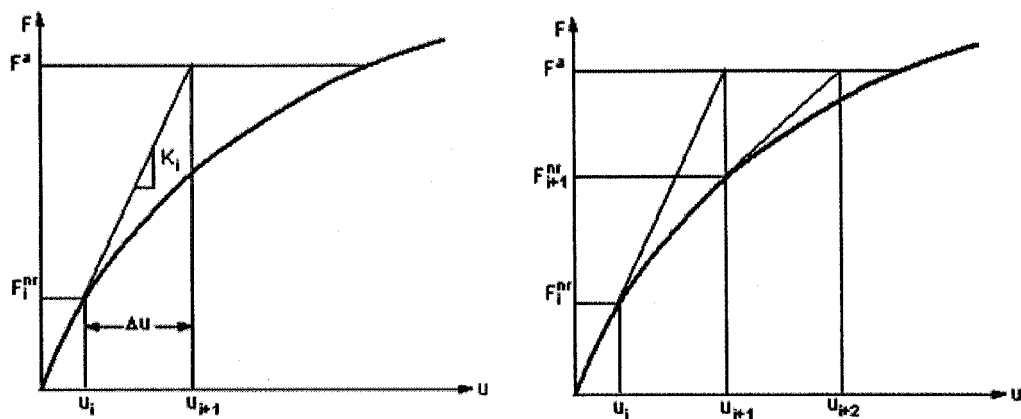


Figure 5 Première (à gauche) et seconde (à droite) itération de l'algorithme de Newton-Raphson (tiré de [9])

Tel que mentionné précédemment, plusieurs sous-chargements sont nécessaires pour suivre l'historique d'un chargement sismique. La figure 6 illustre une solution utilisant trois sous-chargements (F_1^a , F_2^a et F_3^a).

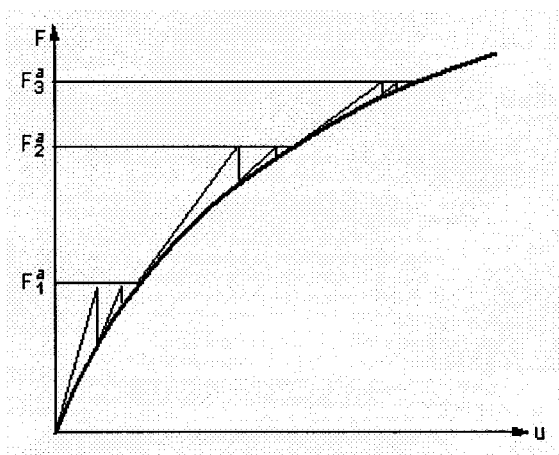


Figure 6 Procédure de Newton-Raphson utilisant trois sous-chargements (tiré de [9])

1.3 Amortissement

1.3.1 L'amortissement en ingénierie

L'amortissement mécanique d'un matériau est sa capacité à dissiper de l'énergie lors d'une sollicitation mécanique cyclique. Pour les matériaux métalliques traditionnels, la friction interne (FI) causée par le mouvement hystérétique de défauts est à l'origine de l'amortissement. Pour le cas des AMF, le mouvement des interfaces de martensite est responsable de sa grande capacité d'amortissement [12]. Plusieurs auteurs identifient trois composantes de frottement dans les AMF [13-15] :

$$FI = FI_{TR} + FI_{TP} + FI_{INT} \quad (1-27)$$

FI_{TR} est le frottement interne transitoire, qui apparaît uniquement lors d'un chauffage ou d'un refroidissement. Cette composante est responsable du maximum de FI observé lors de la transformation martensitique induite thermiquement. FI_{TP} est le frottement interne de transition de phase, associé à la transformation martensitique elle-même. Cette composante est responsable du maximum de FI observé lors de la transformation martensitique isotherme. FI_{INT} est le frottement interne intrinsèque. Il donne la contribution respective des phases austénitique (FI_{INT-A}) et martensitique (FI_{INT-M}), et dépend de la microstructure de chaque phase. Les auteurs cités dans cette section tentent de mesurer chacune de ces contributions, ce qui n'est pas le but de ce travail.

L'amortissement est un phénomène complexe que l'on inclut dans la plupart des problèmes dynamiques d'ingénierie. Dû à cette complexité, il existe différentes méthodes, plus ou moins fondamentales, pour l'introduire dans un problème d'éléments finis. Nous en distinguerons trois catégories : l'amortissement visqueux, l'amortissement de Coulomb et l'amortissement d'hystérésis. Il sera ensuite démontré qu'il est possible

de ramener l'amortissement mesuré sous la forme d'un amortissement visqueux équivalent, sans égard à sa nature.

1.3.1.1 Amortissement visqueux

Cette méthode présume que les forces d'amortissement sont proportionnelles à l'amplitude de la vitesse :

$$F_v^A = c \cdot \dot{u} \quad (1-28)$$

C'est le type de force qui se développe lorsque le mouvement d'un corps est restreint par un fluide visqueux. Puisqu'elle est mathématiquement simple, on utilise fréquemment cette méthode. La meilleure façon de la traiter est d'introduire l'amortissement équivalent de Raleigh :

$$[C] = \alpha[M] + \beta[K] \quad (1-29)$$

On exprime la matrice $[C]$ en fonction des matrices $[M]$ et $[K]$ entre autres pour des raisons d'orthogonalité en analyse modale. Il existe des techniques mathématiques pour estimer les coefficients α et β [16]. S'il est possible d'effectuer des essais expérimentaux, le plus simple est de faire un test en vibrations libres et d'ajuster les coefficients α et β de façon à ce que les oscillations numériques et réelles correspondent.

Si la masse se déplace sur une distance du sous l'action de la force F_v^A , le travail élémentaire accompli est :

$$dW = F_v^A \cdot du \quad (1-30)$$

Sur un intervalle de temps dt , et en utilisant la définition (1-28), la puissance élémentaire est [17] :

$$\frac{dW}{dt} = c \cdot \left(\frac{du}{dt} \right)^2 \quad (1-31)$$

En introduisant l'équation du mouvement harmonique provenant de l'équation (1-18) dans (1-31), on obtient l'expression de l'énergie dissipée durant un cycle de période $T=2\pi/\omega$:

$$E_D = c \cdot u_o^2 \cdot \omega^2 \int_0^{2\pi/\omega} \cos^2(\omega t - \phi) dt = \pi \cdot c \cdot \omega \cdot u_o^2 = 2\pi \cdot \zeta \cdot r \cdot k u_o^2 \quad (1-32)$$

1.3.1.2 Amortissement de Coulomb

Ce type d'amortissement est associé aux effets de friction lorsque deux surfaces sèches glissent l'une par rapport à l'autre. Ce type d'amortissement est non pas proportionnel à la vitesse, mais à la force normale F_N entre les deux surfaces et à leurs coefficients de friction μ_k :

$$F_C^A = \mu_k \cdot F_N \quad (1-33)$$

1.3.1.3 Amortissement d'hystérésis

Aussi connu comme amortissement *structural* ou *solide*, ce type d'amortissement est dû à la friction interne (FI) du matériau ou du système. Dans le premier cas, il en est une caractéristique propre. Dans le second, il peut représenter la perte d'énergie dans des joints structuraux [18]. Ce type d'amortissement est présent dans tous les systèmes

mécaniques. On l'évalue par la surface sous la courbe de contrainte-déformation. Cette surface est très faible pour les matériaux standards, mais elle est importante pour les AMF.

1.3.2 Amortissement équivalent

Des membrures d'AMF installées sur une structure ajoutent une source supplémentaire d'amortissement dû à leur comportement hystérétique. La figure 7 schématise ce système.

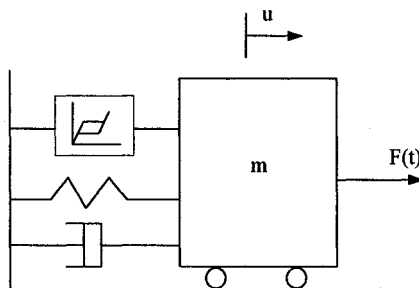


Figure 7 Modèle mécanique équivalent d'une structure munie d'amortisseurs d'AMF

Dans une analyse non-linéaire, cet amortissement intrinsèque sera pris en compte. Cependant, pour des fins de comparaison avec les systèmes dissipatifs existants, la notion d'amortissement équivalent est utilisée.

Puisqu'elle est simple à implémenter, nous utilisons l'amortissement visqueux pour traiter les deux autres types, via le concept de *coefficient d'amortissement équivalent* (ζ_{eq}). Cette approximation est faite selon les hypothèses que le mouvement est harmonique et que l'énergie dissipée dans un cycle du système étudié (E^*) est égale à

l'énergie que dissiperait un amortisseur visqueux de coefficient ζ_{eq} (E_D) [17]. Donc, avec l'équation (1-32) on obtient :

$$\zeta_{eq} = \frac{E^*}{2\pi \cdot r \cdot k \cdot u_o^2} \quad (1-34)$$

La figure 8 illustre E^* pour un AMF superélastique et l'énergie élastique E_s emmagasinée pour un déplacement u_o . Cette énergie élastique est égale à :

$$E_s = \frac{1}{2} k_s \cdot u_o^2 \quad (1-35)$$

où k_s est la rigidité équivalente du modèle élastique. En combinant (1-34) et (1-35) on obtient :

$$\zeta_{eq} = \frac{E^*}{4\pi \cdot r \cdot E_s} \quad (1-36)$$

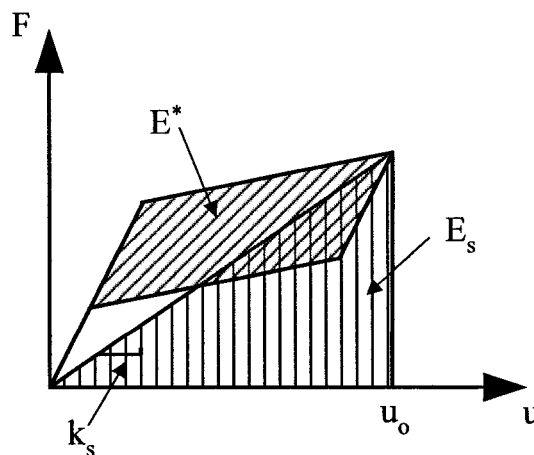


Figure 8 Force vs déplacement pour un cycle de chargement d'un matériau AMF superélastique. L'énergie dissipée pendant ce cycle (E^*) et l'énergie élastique maximum emmagasinée sont illustrées.

Il est possible d'effectuer un test de vibration à la résonance ($r = 1$) sur la structure, et de simplement mesurer les surfaces E^* et E_s pour calculer ζ_{eq} . Certains auteurs utilisent cette technique pour évaluer la capacité d'amortissement des AMF dans différentes situations [19-21]. Ils effectuent par contre des tests de traction sur un échantillon, et posent la valeur r égale à un.

1.4 Systèmes d'amortissement sismique existants

Un tremblement de terre transmet à la structure une certaine quantité d'énergie cinétique. Les constructions standards (cadres résistants aux moments, contreventements, etc.) résistent aux charges sismiques en contrôlant la position et l'intensité des dommages. En plus de l'énergie déjà dissipée par la structure conventionnelle sous forme de chaleur et d'hystérésis (dommages structuraux), il est possible de dissiper une quantité d'énergie supplémentaire.

Les dispositifs de dissipation d'énergie peuvent être divisés en trois grandes catégories [22] : l'isolation à la base, le contrôle actif ou semi-actif, et la dissipation passive d'énergie.

Des trois groupes, le plus étudié est le système d'isolation à la base. Il a pour but de séparer, par sa faible rigidité latérale, la structure et le sol. Le dispositif le plus utilisé est l'isolateur élastomère avec noyau de plomb, développé en 1982 (figure 9). Ce système se compose d'une alternance de couches d'élastomère et d'acier solidement assemblées par vulcanisation et d'un noyau central de plomb. En installant un tel dispositif sous chaque point porteur de la structure, on déplace la fréquence naturelle de la structure en dessous de la plage des fréquences prédominantes des séismes courants.

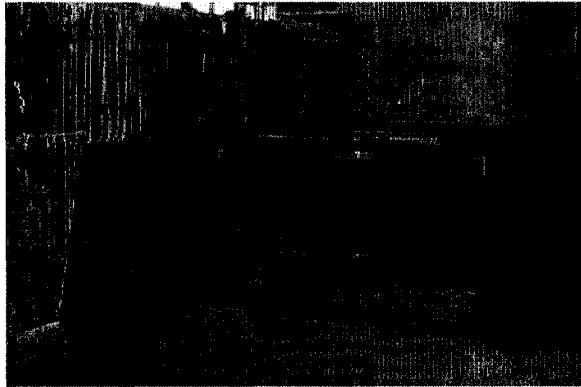


Figure 9 Isolation à la base du Martin Luther King Jr. Civic Center, à Berkeley, CA [23]

Les systèmes à contrôle actif ou semi-actif sont des systèmes asservis munis de contrôleurs et de capteurs pour agir sur la structure en temps réel. La combinaison de systèmes actifs et passifs pour la réduction des risques sismiques a fait l'objet de plusieurs études ces dernières années [24], et certains dispositifs actifs ou semi-actifs utilisent même les AMF [25]. En ce qui nous concerne, seulement les systèmes passifs seront étudiés. Les sections qui suivent proposent donc une brève description de quelques systèmes à dissipation passive d'énergie.

1.4.1 Amortisseurs métalliques ductiles (*Metallic yield dampers*)

Une des façons de stabiliser les structures est d'utiliser l'énergie dissipée lors de la déformation plastique des métaux [26]. Ces systèmes sont généralement en acier, et en forme de 'x' ou de triangle (figure 10) dans le but d'obtenir un écoulement plus ou moins uniforme dans la pièce. Les avantages de ce type d'amortisseur sont leur comportement stable, leur fiabilité à long terme, et leur bonne résistance aux conditions environnementales et thermiques. Par contre, la capacité à dissiper de l'énergie pendant un événement de longue durée est incertaine, étant donné l'écoulement progressif de ses

composantes. Plusieurs de ces systèmes sont actuellement en service en Amérique du Nord et au Japon [27].

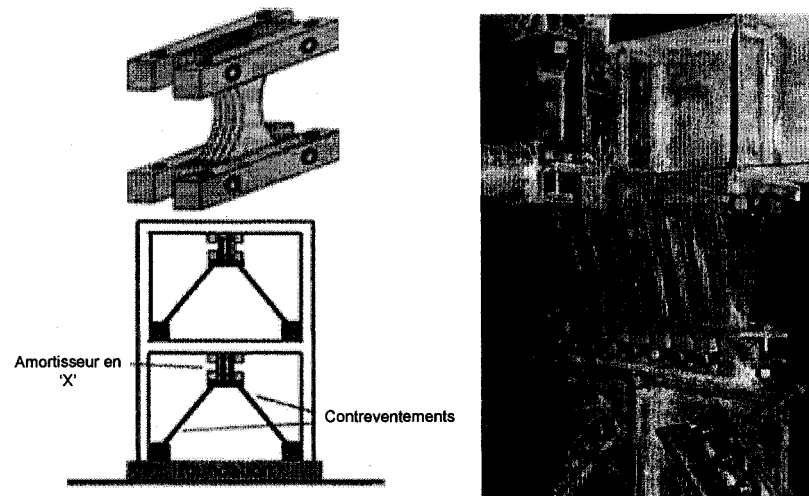


Figure 10 Amortisseurs métalliques ductiles ; (à droite) en forme de 'x' [28], (à gauche) en forme de triangle [29]

1.4.2 Amortisseurs à friction

Proposés par les chercheurs canadiens Pall et Marsh (1982), les amortisseurs à friction sont conçus pour que des pièces mobiles frottent les unes sur les autres pendant un séisme, et demeurent rigides pour des sollicitations moins importantes [30;31]. Ce mouvement crée une friction qui dissipe l'énergie et évite la plastification des membrures. Ce système possède un avantage majeur sur les systèmes métalliques à déformation ductile : il permet d'obtenir des boucles d'hystérésis beaucoup plus stables (figure 11 à droite). De plus, le comportement est peu affecté par la fréquence de sollicitation ou par les variations de température. Le principal problème réside dans la difficulté de maintenir de bonnes propriétés de friction durant une longue période d'inactivité, notamment dû à la corrosion ou à la relaxation de la force normale imposée

aux plaques [27]. De tels systèmes sont présentement en fonction à travers le monde [32].

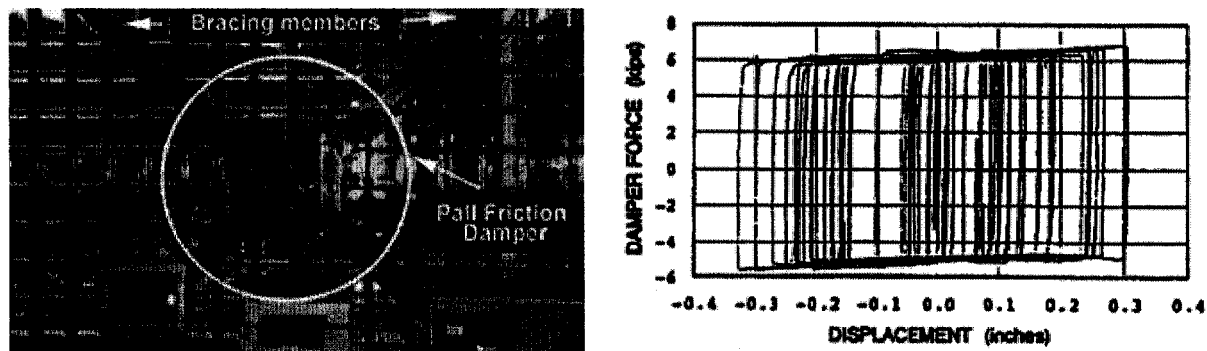


Figure 11 À gauche : Amortisseur à friction installé à l'université Concordia à Montréal. À droite : boucles d'hystérésis d'un amortisseur à friction [27].

1.4.3 Amortisseurs viscoélastiques

Un amortisseur viscoélastique [33;34] consiste en un assemblage de couches de polymère et d'acier. Initialement conçus pour contrôler les forces de vents, ces dispositifs sont depuis peu utilisés pour les applications sismiques. L'énergie est dissipée lors du cisaillement du matériau viscoélastique via le déplacement relatif de la plaque centrale et de la bride (figure 12). Le principal désavantage de ce dispositif est que les matériaux viscoélastiques ont tendance à se ramollir lorsque la température augmente. Ces dispositifs sont en service dans certaines constructions aux États-Unis [27].

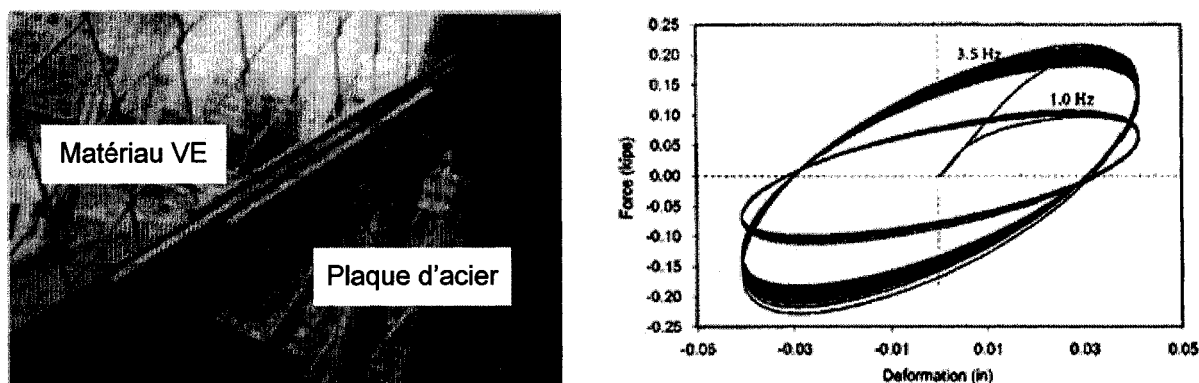


Figure 12 Amortisseur viscoélastique. À gauche : une installation expérimentale de Chang et al. [33]. À droite, le comportement de cet amortisseur [33].

1.4.4 Amortisseurs à fluide visqueux

Ce type de système utilise la technologie des vérins hydrauliques. Il s'agit simplement d'un piston inséré dans un cylindre rempli d'un fluide viscoélastique (huile ou silicone). Le fluide est forcé de passer dans les orifices du piston lorsque ce dernier se déplace, créant ainsi de la friction. Une partie de l'énergie sismique est alors dissipée en chaleur. L'efficacité de ces dispositifs, souvent utilisés en contrôle semi-actif, a été étudiée expérimentalement par Constantinou et al. [35;36]. Bien que très efficaces, ces systèmes sont encombrants et coûteux. Ils sont présentement en service sur plusieurs édifices et ponts [37].

1.4.5 Amortisseurs à masse calibrée (*Tuned mass damper*)

Un amortisseur à masse calibrée est constitué d'une masse qui se déplace relativement à la structure lorsque celle-ci est excitée. La masse est reliée à la structure par un ressort et un amortisseur. Ainsi, lorsqu'un séisme excite la structure, une partie de l'énergie est

dissipée par l'amortisseur. Sadek et al. [38] proposent une méthode pour calculer les paramètres optimums du système.

1.5 Comportement des AMF

1.5.1 Introduction aux AMF

Les alliages à mémoire de forme (AMF) sont une classe de matériaux qui possède des caractéristiques uniques. Dans la phase basse température, ou phase martensitique (T en dessous de la température de fin de transformation martensite M_f , figure 13-A), la structure cristalline du matériau sans charges appliquées a une configuration auto-accommodante (*twinned martensite*). Dans ce cas, l'orientation des mailles de martensite est aléatoire et chaque région du matériau dont les mailles sont orientées dans la même direction se nomme variante. Si une contrainte est appliquée, les mailles se déforment en cisaillement et il en résulte une configuration à forte prévalence directionnelle nommée martensite orientée. Lorsque la contrainte est retirée, la structure demeure déformée. Contrairement aux métaux classiques, ce processus est réversible. En chauffant le matériau à une température au dessus de la température de fin de transformation austénitique A_f , la déformation est récupérée. Ce processus est appelé *effet mémoire de forme*.

Dans la phase haute température, ou phase austénitique (T au dessus de A_f , courbe B), une structure cristalline non cisillée est présente à contrainte nulle (mailles de forme cubique centrée). Dans ce cas, une structure martensitique peut être obtenue en appliquant une contrainte (transformation directe). Due à l'instabilité de la martensite à cette température, cette déformation est complètement réversible. Le retrait de la contrainte retransforme le matériau dans sa phase austénitique originale (transformation inverse) : c'est l'*effet superélastique*.

À plus haute température (courbe C), la limite d'écoulement de l'alliage est plus faible que la contrainte critique de transformation directe. Dans cette situation, si une déformation suffisante est appliquée, une déformation permanente apparaît due à la déformation plastique de l'alliage. La plage de température à l'intérieur de laquelle le matériau possède des caractéristiques superélastiques se nomme la fenêtre pseudoélastique.

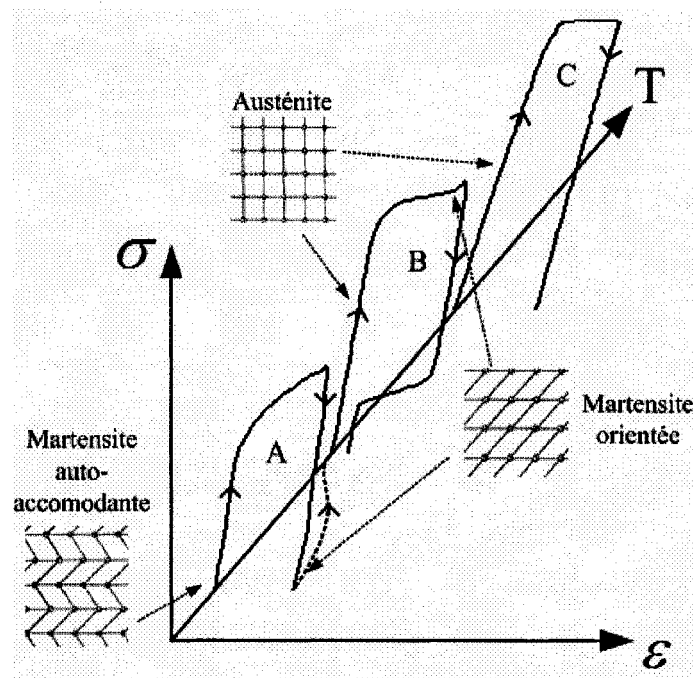


Figure 13 Schématisation du concept général d'un AMF

Avec les alliages polycristallins, généralement employés dans les applications, les transformations de phases s'effectuent sur une plage de contrainte (ou de température). Ainsi, dans le cas d'une transformation superélastique à température supérieure à A_f , la transformation directe (martensitique) a lieu entre les contraintes de début et de fin de transformation directe, respectivement σ_{Ms} et σ_{Mf} . De la même façon, la transformation

inverse (austénitique) s'effectue entre les contraintes σ_{As} et σ_{Af} . Entre ces contraintes critiques, les phases austénite et martensite coexistent.

1.5.2 Caractérisation des AMF

La modélisation du comportement des AMF nécessite la détermination de plusieurs paramètres. Comme expliqué à la section précédente, l'alliage se comporte différemment en fonction de son état de contrainte, de déformation et de température. La dépendance entre ces paramètres fait des AMF des matériaux de nature thermoélastique.

L'équation de Clausius-Clapeyron décrit l'évolution des températures de transformation en fonction des contraintes appliquées. Pour un élément de matière sujet à une force de traction F , la coexistence des phases solide-solide s'énonce [39] :

$$\left(\frac{dF}{dT}\right)_{eq} = \frac{V \cdot \ell}{T \cdot \Delta L} \quad (1-37)$$

où V est le volume, ℓ la chaleur latente en J/m^3 (chaleur requise pour la transition de phase), et ΔL l'allongement. On peut aussi écrire [40] :

$$\left(\frac{d\sigma}{dT}\right)_{eq} = \frac{-\Delta H}{T \cdot \varepsilon \cdot V} \quad (1-38)$$

où ΔH est l'enthalpie de transformation en Joules, ε la déformation et σ la contrainte.

Il est possible de représenter les contraintes critiques de transformation des phases en fonction de la température dans ce que l'on nomme le diagramme d'état (figure 14). On construit ce graphique en réalisant des essais de traction mécanique à différentes températures et en reportant les contraintes critiques sur le diagramme d'état. La pente

obtenue est un paramètre important pour la modélisation : le coefficient de Clausius-Clapeyron ($d\sigma/dT$). Il quantifie la dépendance entre la température et la contrainte.

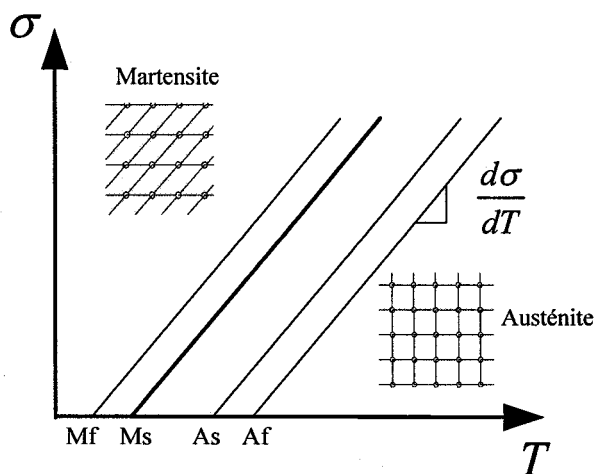


Figure 14 Diagramme d'état classique d'un AMF

La technique de calorimétrie différentielle à balayage (DSC) mesure le flux de chaleur associé aux transformations solide-solide des AMF. L'information fournie par ces essais est le flux de chaleur en fonction de la température balayée (figure 15). La transformation directe est détectée au refroidissement (entre M_s et M_f) et est de nature exothermique. La transformation inverse est détectée au chauffage (entre A_s et A_f) et est de nature endothermique. En plus d'obtenir les températures de fin et de début de transformation de phases, la surface sous les courbes représente l'enthalpie de transformation martensitique ΔH_M et austénitique ΔH_A .

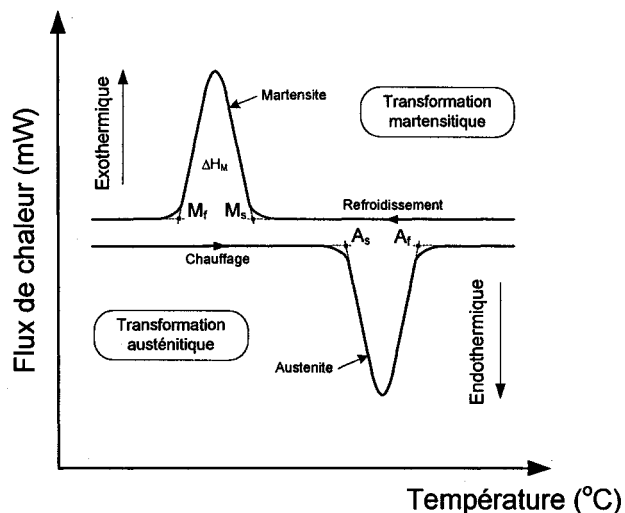


Figure 15 Résultat typique d'un essai de DSC (adaptée de [41])

1.5.3 Propriétés dynamiques des AMF

Bien qu'un grand nombre de chercheurs aient étudié en détail les caractéristiques des AMF, rares sont ceux qui se sont concentré sur leurs caractéristiques dynamiques en vue d'applications sismiques. Une des principales contributions dans ce domaine nous vient d'une initiative conduite par la Commission européenne : le projet MANSIDE (*Memory Alloys for New Structural Isolating Devices*). De 1995 à 1999, des chercheurs ont travaillé à la validation expérimentale et au développement de dispositifs de protection sismique basés sur les AMF [19;20;42]. Pour le présent travail, les effets de la température et de la fréquence de sollicitation seront d'abord revus en profondeur. Ensuite, d'autres paramètres tels le nombre de cycles, l'amplitude de la déformation et le diamètre de l'échantillon seront sommairement abordés.

1.5.3.1 Température et fréquence

Plusieurs études prouvent que la vitesse de déformation (ou la fréquence de cyclage) des AMF influence leur comportement mécanique [12;39;43-52]. Cette dépendance à la vitesse est principalement associée au fait que le spécimen cyclé voit sa température augmenter pendant l'essai. D'une part, la transformation directe s'effectue de façon exothermique, tandis que la transformation inverse est endothermique. D'autre part, l'hystérésis provoquée par le FI produit de la chaleur. Pour une vitesse de déformation élevée, la convection à la surface du fil peut ne pas avoir suffisamment de temps pour dissiper l'énergie, ce qui cause une augmentation de la température dans le fil (figure 16). Étant donné la nature thermomécanique des AMF, cette augmentation de température affecte les propriétés mécaniques.

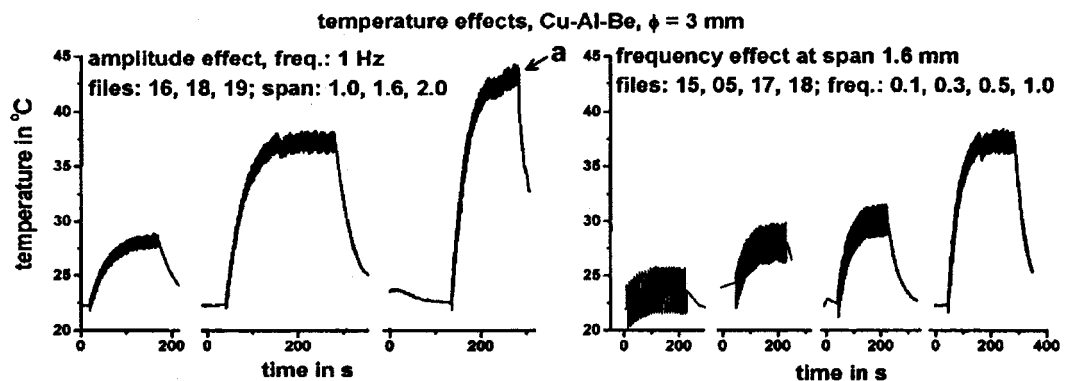


Figure 16 Effet de l'amplitude de déformation et de la vitesse de cyclage sur la température d'un fil de CuAlBe de 3 mm de diamètre. À gauche : vitesse de cyclage de 1 Hz, déformation maximale de 2.0, 3.2 et 4.0% respectivement. À droite : déformation de 3.2%, vitesse de cyclage de 0.1, 0.3, 0.5 et 1.0 Hz respectivement. Tiré de [7].

Tobushi et al. [50] effectuent des essais dynamiques (0.1 à 100 %/min) sur un fil de NiTi de 0.75 mm de diamètre. À partir d'une vitesse de déformation de 10%/min, on observe

une augmentation constante de σ_{Ms} et de σ_{Mf} , et une diminution de σ_{As} et σ_{Af} (figure 17 de gauche). Étant donné que σ_{Mf} et σ_{Af} montrent une variation plus importante que σ_{Ms} et σ_{As} , les pentes de transformation directes et inverses augmentent.

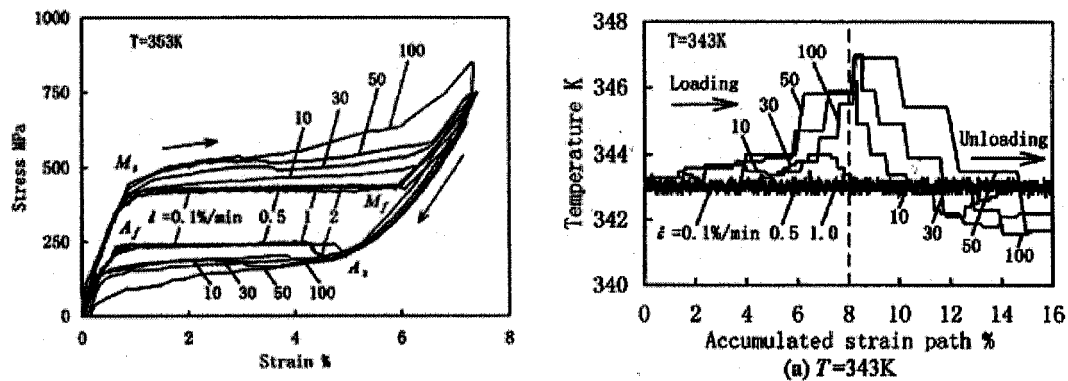


Figure 17 À gauche : Diagramme contrainte-déformation pour des vitesses de cyclage de 0.1 à 100 %/min. À droite : Variation de la température du fil en fonction de la déformation pour des vitesses de cyclage de 0.1 à 100 %/min. Tiré de [50].

Les auteurs mesurent ensuite la variation de température du fil à l'aide d'un thermocouple (figure 17 de droite). Pour de faibles vitesses, la transformation est isotherme dû à la quantité suffisante d'énergie diffusée par convection naturelle. Inversement, à haute vitesse, la température augmente significativement au chargement et diminue au déchargement. Tobushi observe que l'élévation de contrainte prédite à l'aide du diagramme d'état et des températures mesurées est plus faible que la variation de contrainte observée. En effet, l'étude mentionne que la mesure à l'aide des thermocouples n'est pas très précise et représente un obstacle à la vérification des données. Des résultats semblables sont reportés par Matsui et al. [48] et Lin et al. [49].

Leo et al. [47] obtiennent des résultats expérimentaux similaires à ceux de Tobushi. Ils utilisent un modèle numérique pour prédire le comportement mécanique de fils de NiTi

de 0.65 mm de diamètre. Une relation thermodynamique basée sur l'énergie libre décrit le comportement mécanique, tandis que le concept de balance thermique incluant conduction, convection et radiation modélise les échanges de chaleur. Leur modèle est efficace pour prédire les contraintes de début de transformation. Par contre, il est incapable de capter le comportement dynamique pendant la transformation (le changement de pente). Pour expliquer cette lacune, ils soulignent le fait que l'énergie libérée pendant la transformation n'est pas uniforme, et qu'il faudrait prendre en compte cet aspect dans les calculs.

Les articles de Leo et Tobushi se limitent à des fréquences inférieures à 0.26 Hz. Pour espérer comprendre le comportement dynamique des AMF en vue d'applications sismiques, nous devons étendre l'étude sur une plage de fréquences plus importante. Wolons et al. [46] et Gandhi et al. [45] fournissent des résultats pour des fréquences allant jusqu'à 6 Hz, et confirment que le comportement dynamique est différent pour de telles vitesses. Les essais de traction dynamiques sur des fils de NiTi de 0.5 mm de diamètre montrent que la surface d'hystérésis diminue lorsque la fréquence augmente considérablement, alors que les études de Leo et Tobushi concluaient en une augmentation de la surface d'hystérésis. Autre conclusion importante, la largeur d'hystérésis semble se stabiliser avec l'augmentation de la fréquence.

Piedboeuf et al. [44] étudient l'effet de la vitesse de déformation sur des fils de NiTi de 0.1 mm de diamètre. Cette étude met en évidence à la fois les phénomènes à basse fréquence reportés par Leo et Tobushi et ceux à fréquences plus élevées reportés par Gandhi. De plus, les auteurs simulent le changement de température dans le fil à l'aide de la notion de bilan thermique. La figure 18 illustre le comportement des fils pour quatre vitesses de cyclage, suite à l'application d'une déformation de 4% sur des échantillons stabilisés. On constate une évolution de la forme de la courbe. Jusqu'à la fréquence de 0.1 Hz, les contraintes σ_{Ms} et σ_{Mf} augmentent tandis que les contraintes σ_{As} et σ_{Af} diminuent, résultant en une augmentation de la surface d'hystérésis. Pour les

vitesses plus élevées, la pente de la transformation inverse s'accroît. De plus, les contraintes de transformation inverse augmentent plus rapidement que les contraintes de transformation directe, créant cette fois une diminution de la surface d'hystérésis. Cette surface atteint donc un maximum, que les auteurs expliquent à l'aide des variations de température que prévoient les simulations thermiques.

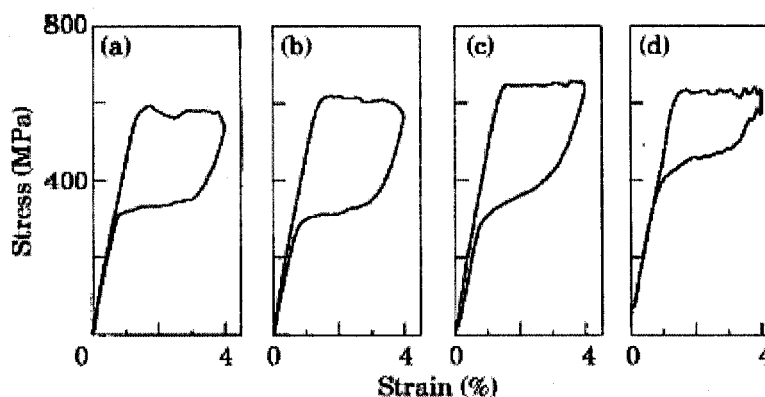


Figure 18 Diagrammes contrainte-déformation pour des vitesses de cyclage de a) 0.01 Hz, b) 0.1 Hz, c) 1 Hz et d) 10 Hz (tiré de [44])

Pour la fréquence quasi statique de 0.01 Hz, un équilibre est atteint entre la génération et la dissipation d'énergie, entraînant une faible variation de température (2 °C). Pour une fréquence de 0.1 Hz, la convection n'a pas le temps de dissiper toute la chaleur produite, et par conséquent le plateau de transformation directe augmente dû à l'autochauffage du fil. Pendant le déchargement, la température s'abaisse en dessous de la température ambiante, ce qui fait descendre le plateau de transformation inverse et augmente ainsi la surface d'hystérésis. Si la fréquence augmente à 1 Hz, l'augmentation de température est très importante (20 °C) et la température au retour reste au-dessus de la température ambiante, ce qui diminue la surface d'hystérésis.

Nakayama et al. [53] proposent une modification du modèle de Tanaka [54] en ajoutant un paramètre de sensibilité à la fréquence de cyclage. Ils prédisent le comportement d'un fil de NiTi sur différentes vitesses en tenant compte de l'élévation de température de la transformation directe.

Shaw et al. [55] étudient la distribution de température le long d'un fil superélastique à l'aide de plusieurs thermocouples. Ils observent que la distribution de température est non homogène pendant les transformations de phases. En effet, la création de martensite s'amorce simultanément à plusieurs endroits, et généralement près des points d'attache de la machine de traction (dû aux concentrations de contrainte). Conséquemment, la déformation mesurée sera elle aussi non uniforme [56].

Dolce et al. [19] s'intéressent aux effets de l'augmentation de la température et de la fréquence de cyclage sur les capacités d'amortissement des AMF. Des essais de traction isothermes sont réalisés sur des fils de NiTi de 1.84 mm de diamètre préalablement cyclés. La fréquence de l'essai varie de 0.02 à 4 Hz. Dans cette gamme de fréquences, l'énergie dissipée diminue de 18 % alors que l'amortissement équivalent (ζ_{eq}) diminue de 25 %. Les changements observés sur les boucles d'hystérésis sont une diminution de son épaisseur et une translation vers le haut du diagramme. À noter toutefois que le comportement est pratiquement stable de 0.2 à 4 Hz. Les auteurs attribuent la détérioration des propriétés aux effets d'autochauffage. Piedboeuf et al. [44] observent un comportement plus complexe en cyclant leurs fils de NiTi de 0.1 mm de diamètre à différentes fréquences entre 0.01 et 10 Hz. L'amortissement augmente puis diminue à nouveau en passant par un maximum à 0.1 Hz. L'interaction complexe entre les valeurs de E^* et E_s explique ce comportement (voir figure 8 et figure 18).

Toujours dans l'article de Dolce et al., une autre série de tests est conduite à la fréquence constante de 0.02 Hz. Cette fois, la température ambiante varie de -10 °C à 40 °C. On observe que la boucle d'hystérésis se déplace vers le haut, mais que son épaisseur

demeure pratiquement constante. Ce comportement se traduit par une quantité d'énergie dissipée presque constante, et par une diminution de ζ_{eq} qui passe de 13% à 8%.

Finalement, McCormick et al. [57] étudient comment les paramètres du précyclage mécanique (nombre de cycles, vitesse de chargement et amplitude du chargement) affectent les propriétés de fils de NiTi de 2.16 mm de diamètre. Les auteurs notent une variation importante de σ_{Ms} , de ε_r et de ζ_{eq} . Entre autres, ζ_{eq} diminue de 40% lorsque la fréquence du précyclage passe de 0.025 Hz à 0.05 Hz.

1.5.3.2 Effets du nombre de cycles

Le nombre de cycles affecte grandement les performances de l'alliage [58-60]. Les principaux effets observés sur le diagramme de contrainte-déformation sont une diminution des plateaux de transformations directe et inverse et une augmentation de la déformation résiduelle (ε_r). La diminution du plateau de transformation directe est beaucoup plus importante que celle du plateau de transformation inverse, ce qui provoque une diminution de la surface d'hystérésis.

Ces changements se traduisent par une diminution de ζ_{eq} et de la quantité d'énergie dissipée par cycle. On observe que l'accumulation des déformations résiduelles (figure 19 de gauche), la contrainte σ_{Ms} (figure 19 au centre) et la largeur de la surface d'hystérésis (figure 19 à droite) se stabilisent après un certain nombre de cycles. Cette observation met en évidence l'importance du précyclage dans le but d'obtenir un comportement constant et prédictible des amortisseurs.

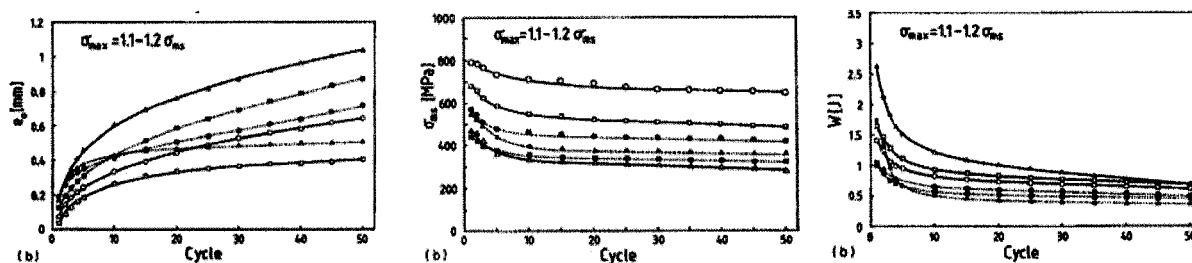


Figure 19 Effet du nombre de cycles sur : la déformation résiduelle (à gauche), la contrainte de début de transformation martensitique (au centre) et l'énergie dissipée (à droite), pour trois alliages de NiTi et trois alliages de NiTiCu (essais à contrainte maximale constante). Tiré de [58].

L'étude de McCormick et al. [57] sur les paramètres du précyclage mécanique montre peu de variations de σ_{Ms} , de ϵ_r et de ζ_{eq} lorsque le nombre de cycles d'entraînement passe de 20 à 60.

1.5.3.3 Amplitude de la déformation et diamètre de l'échantillon

La principale observation en ce qui concerne l'effet de la valeur de déformation maximale d'un essai de traction sur un fil de NiTi est que l'énergie dissipée par cycle varie de façon exponentielle avec la déformation [19]. Autre observation importante, ζ_{eq} augmente de façon linéaire pour des déformations inférieures à 5%, mais diminue légèrement pour des déformations plus importantes. Ceci est dû à l'augmentation du coefficient d'écroutissage (accroissement de la pente de contrainte-déformation) pour ces valeurs de déformations. Cet effet a également été mesuré par DesRoches et al. [21] sur une tige de NiTi de 25.4 mm de diamètre.

McCormick et al. [61] et DesRoches et al. [21;62] ont étudié l'effet du diamètre de l'échantillon sur les propriétés dynamiques du NiTi superélastique. Les échantillons testés ont des diamètres de 1.8, 7.1, et 25.4 mm. Autant pour ζ_{eq} que pour la largeur de

l'hystérésis, une dégradation des propriétés est observée lorsque le diamètre augmente. Entre autres, ζ_{eq} de l'échantillon de 25.4 mm subit une diminution de l'ordre de 50 % par rapport à l'échantillon de 1.8 mm.

1.6 Applications des AMF en génie sismique

Les AMF sont des matériaux relativement nouveaux ; il n'est donc pas surprenant que la grande majorité des travaux publiés en génie sismique soient davantage axés sur la caractérisation et l'étude du comportement du matériau que sur l'élaboration d'un dispositif réalisable. Néanmoins, certaines études proposent des concepts concrets utilisant les AMF.

Quatre de ces concepts sont résumés dans cette section. Il s'agit d'applications en contrôle passif des structures. Pour une revue plus complète des récentes avancées, incluant le contrôle actif, consulter Saadat et al. [63] et Janke et al. [64].

Dans un premier temps, un article de DesRoches et al. [65] étudie la réfection d'un pont simplement supporté en utilisant des tendons d'AMF superélastiques de 25.4 mm de diamètre (figure 20). Les ponts simplement supportés sont constitués d'un tablier lié à la butée par des joints mobiles. Des joints d'expansion sont aussi prévus pour permettre la dilatation thermique. Pour prévenir le mouvement excessif des tabliers, on installe parfois des câbles ou des barres d'acier reliant les butées aux tabliers. Or, cette technique s'est avérée inefficace lors de certains séismes. Des essais en laboratoire ont démontré qu'un grand nombre de câbles sont nécessaires pour limiter le mouvement des membrures. Il en découle une rigidité excessive, et la défaillance survient dans les éléments de branchements qui sont littéralement arrachés à la structure.

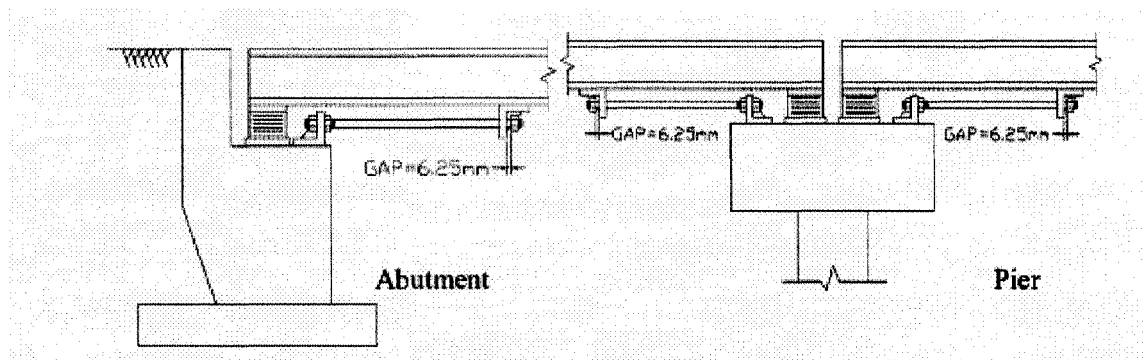


Figure 20 Renforcements d'AMF sur un pont simplement supporté. Les tiges d'AMF sont utilisées en tension seulement, et un jeu est prévu pour permettre leur dilation thermique. Tiré de [65].

Les auteurs comparent numériquement le système conventionnel de câbles d'acier avec le système proposé de tiges d'AMF. Suite au séisme d'El Centro, les câbles d'acier réduisent le déplacement du tablier de 24 %, tandis que les tiges d'AMF le réduisent de 42 %. Cette performance des AMF est attribuée à deux facteurs. Premièrement, dû à leur nature superélastique, les câbles d'AMF maintiennent une rigidité efficace tandis que les câbles d'acier subissent des déformations plastiques. Deuxièmement, la dissipation d'énergie des AMF aide à limiter les déplacements. Par contre, les analyses montrent que la quantité d'énergie dissipée par les AMF n'est que légèrement supérieure à celle dissipée par les câbles d'acier.

Ocel et al. [66] utilisent pour leur part des tendons d'AMF en phase martensitique comme éléments d'un branchement poutre-colonne partiellement restreint. Le branchement est conçu de sorte que les tendons d'AMF, fixés sur les semelles de la poutre et à travers l'âme de la colonne (figure 21), subissent une déformation considérable. Les trous rainurés de la plaque de cisaillement assurent la rotation de la poutre (seul le boulon du centre est inséré dans un trou circulaire).

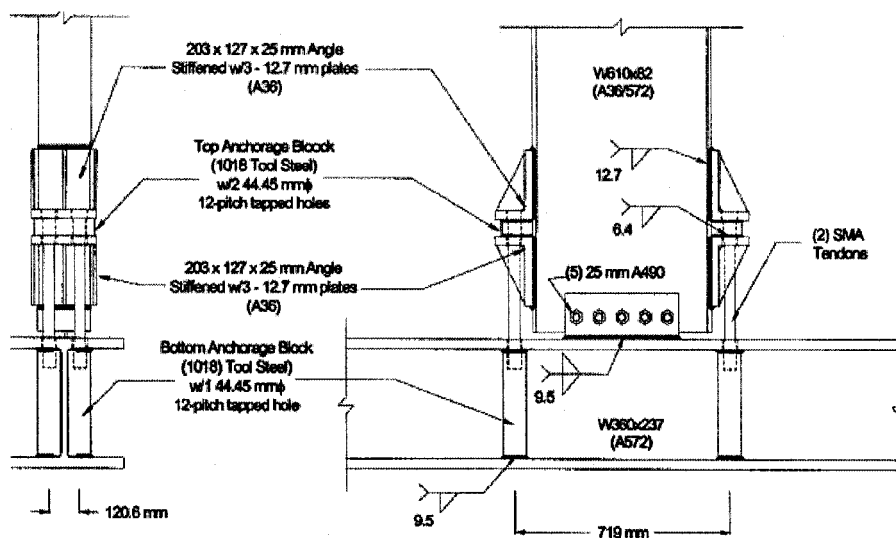


Figure 21 Détails du branchement utilisant les tendons d'AMF (tiré de [66])

Les tendons sont assez rigides pour être utilisés dans un branchement résistant aux moments, mais font également office de « fusibles ». Lorsque la rotation de la poutre est importante, les tendons d'AMF se déforment. Ceci évite les déformations plastiques subies par les membrures des branchements classiques partiellement restreints. À noter qu'une fois les tendons déformés, il est possible de les chauffer pour qu'ils reprennent leur forme initiale.

Dolce et al. [20;42] étudient un dispositif passif utilisant des fils de NiTi. L'idée principale est d'exploiter simultanément deux facettes de l'alliage : le recentrage et la dissipation d'énergie. La figure 22 illustre le dispositif proposé. On distingue le groupe de recentrage (composé de fils superélastiques) et le groupe de dissipation (composé de fils à l'état martensitique). On peut facilement faire varier l'influence de chaque groupe en modifiant le nombre et le diamètre des fils d'AMF. Les fils des deux groupes sont utilisés en prétension, dans le but d'optimiser l'amortissement du dispositif et de fournir une rigidité relativement élevée pour les sollicitations mineures. Pour quantifier l'effet de la prétension sur les performances du système, les auteurs effectuent des tests de

traction sur un même dispositif après trois semaines de précharge : les effets de la relaxation sont jugés négligeables. ζ_{eq} est de l'ordre de 10%, et augmente rapidement en fonction de l'amplitude du déplacement, atteignant des valeurs de 18%.

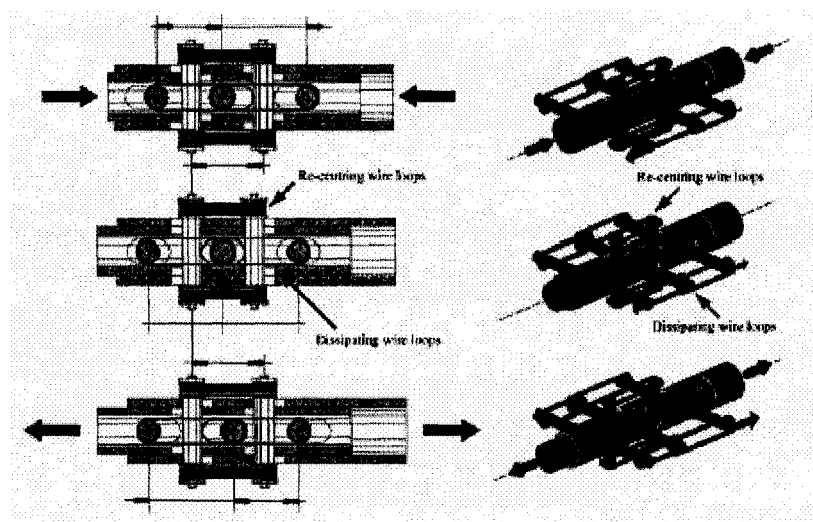


Figure 22 Le dispositif proposé par Dolce et al. (tiré de [20])

Plusieurs édifices historiques sont des constructions à risque lors d'évènements sismiques. Le projet ISTECH (*Innovative Stability for the European Cultural Heritage*) se concentre sur cet aspect en utilisant les AMF. Seul le cas de la basilique St-François d'Assise sera décrit ici [67], bien que d'autres constructions sont ou seront éventuellement équipées de systèmes en AMF [68;69].

Le problème rencontré avec la structure de la basilique réside dans le branchement d'une division de la façade (le tympan) avec la structure du plafond, plus rigide. Le dispositif conçu devra :

- Agir comme un branchement rigide pour les sollicitations de petites amplitudes;

- Agir de façon moins rigide pour les séismes susceptibles d'endommager le tympan lui-même (on permet ici des microfissures de la maçonnerie, en évitant les fissures importantes);
- Ne pas permettre de trop grands déplacements, lesquels pourraient causer l'instabilité et l'effondrement de la structure.

Grâce à sa rigidité variable, le Nitinol à l'état superélastique remplit ces multiples fonctions. Pour déterminer les caractéristiques du dispositif et pour en démontrer l'efficacité, des essais sur table vibrante sont réalisés. Le dispositif final, installé sur la basilique, est montré à la Figure 23.

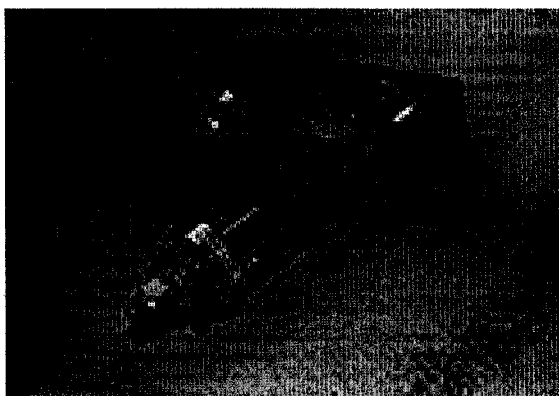


Figure 23 Dispositif d'AMF installé sur la basilique St-François d'Assise (tiré de [67])

La revue de la littérature montre la nécessité d'améliorer la compréhension de certains aspects des AMF en vue de leur application en contrôle sismique. Ainsi, les effets de l'autochauffage devront être simulés avec l'objectif de déterminer l'importance de les inclure dans les simulations dynamiques. L'importance relative de l'énergie dissipée et de la rigidité non linéaire des AMF devra être clarifiée. L'efficacité des AMF à réduire les vibrations sismiques a été prouvée, mais jamais en comparant une structure munie

d'AMF avec une structure montrant les mêmes caractéristiques fondamentales (force d'écoulement et rigidité), ce qui devra donc être fait. Finalement, bien que l'application d'une prédéformation soit suggérée par plusieurs auteurs, les raisons qui provoquent une amélioration des performances doivent être clarifiées. Les chapitres qui suivent tenteront d'apporter des réponses à chacun de ces points.