PROYECTO INTEGRADOR CARRERA DE INGENIERÍA MECÁNICA

APLICACIONES DE LA SUPERELASTICIDAD EN ALEACIONES CON MEMORIA DE FORMA PARA CONTROL DE VIBRACIONES EN ESTRUCTURAS

Hugo R. Soul

Directores Dr. Alejandro Yawny -Dr. Francisco Lovey

Instituto Balseiro Comisión Nacional de Energía Atómica Universidad Nacional de Cuyo

Junio 2005

Resumen

Se estudia en este trabajo la posibilidad de utilizar aleaciones con memoria de forma (shape memory alloys, SMA) como amortiguadores en problemas de vibraciones mecánicas de bajas frecuencias (0-20 hz). La propiedad que se explota es el efecto superelástico, mediante el cual se pueden imprimir sobre el material deformaciones del orden del 10%. La relación entre la deformación y la tensión indica que se trata de un proceso inelástico. No obstante, al remover la carga, el material recupera su dimensión original presentando deformaciones permanentes pequeñas o nulas en relación con otros materiales convencionales describiendo en su diagrama tensión-deformación un importante lazo de histéresis. Estas características son provocadas porque en determinadas condiciones las SMA pueden sufrir transformaciones martensíticas inducidas por tensión.

Se realizan una serie de ensayos mecánicos de tensión uniaxial en alambres de NiTi con el fin de caracterizar la conducta superelástica del material. Se estudia la influencia de variables como la temperatura del medio, la velocidad y frecuencia de deformación, la amplitud máxima y la acumulación de ciclos de tensión en la capacidad disipativa del material, definida según la histéresis obtenida.

Luego se realiza un estudio de los aspectos térmicos, que según lo observado, juegan un importante rol en la forma de los ciclos. Se plantea el problema desde el punto de vista del intercambio de calor generado en la transformación con el medio, y se resuelve de manera numérica.

Para evaluar la performance en aplicaciones concretas se confecciona un modelo simple de la superelasticidad con el que se simula el comportamiento de alambres de SMA en una estructura de pórtico sometida a movimientos de en la base. Los resultados obtenidos verifican la posibilidad de mitigar la respuesta dinámica de la estructura. Esta situación es ratificada experimentalmente en un prototipo de la estructura diseñado y construido para la ocasión.

Estos resultados concretos permiten encuadrar el uso de SMA como una técnica a tener en cuenta en control pasivo de estructuras. Se plantea la necesidad de seguir avanzando en modelos que incorporen la dependencia de la temperatura en la superelasticidad, e integrarlos en el diseño definitivo de dispositivos para protección antisísmica.

Abstract

In this work, the possibilities of using shape memory alloys (SMA) as passive dampers devices in mechanicals vibrations problems are studied. The property that is exploited is the superelastic effect, by wich strains of the order of 10% can be obtained. The relationship between stress and strain means that this is an inelastic process. Nevertheless when load is removed the material recoveries its original dimension, presenting zero or almost zero permanent strain relative to others common materials, describing in its stress-strain diagram an important hysteretic loop. This features occurs basically because in well suited conditions the SMA can undergo martensitic transformations induced by stress.

A series of uniaxial tension tests in commercial NiTi wires are performed, in order to characterize the superelastic behavior of the material. The influence of variables as ambient temperature, strain rate, strain levels and number of tension cycles accumulated are studied paying attention to the dissipative capacity of the material defined by means of the shape of the hysteretic loop.

The influence on the damping capacity of the thermal effects associated with the martensitic transformation are evaluated by performing experiments at different transformation rates. Results are rationalized in terms of a model considering the interaction between a source term (heat of transformation), heat convection to the ambient and conduction along the wire. Some numerical results are obtained and discussed.

For a performance evaluation in devices applications a simplified model of superelasticity is proposed. Then, the response of an elastic frame structure endowed with SMA tensors is evaluated following the model behavior when seismic movement is imposed at the base. The obtained results verify the possibility of using SMA as kernel elements in vibration control. This conclusion is experimentally verified in a prototype of the structure specially designed and constructed for this work.

These results allow us to consider the use of SMA as an interest technique for the passive control of buildings and machines. Further effort however, is needed to advance in the development of a powerful design tool for the use of SMA in damping applications in actual structures. In a first step in that direction models that consider the coupling between thermal effects and transformation behaviour should be developed.

Índice General

CAPÍTULO 1	3
Introducción 1.1- El problema del control estructural 1.1.1-Diseño basado en la resistencia de la estructura (capacidad)	3 4 5
 1.1.2-Diseño basado en el Aislamiento de Base 1.1.3-Disipación de energía. Incorporación de amortiguamiento 1.2-Antecedentes en aplicaciones de SMA para estructuras antisísmicas 	5 7 10
1.3-Comentarios preliminares	13
CAPÍTULO 2	14
Metalurgia de las SMA	14
2.1-Transformaciones martensíticas	14
2.2-Transformaciones inducidas por temperatura	16
2.3-Transformaciones inducidas por tensión: Superelasticidad	17
2.4-Reacomodamiento de la martensita por tensión. Efecto de memoria	18
2.5-Relación entre fuerza y temperatura	20
2.6 Aleaciones comerciales de NiTi	21
CAPÍTULO 3	24
Caracterización asociada al efecto pseudoelástico en NiTi	24
3.1-Especificación Comercial del material	24
3.2-Equipos utilizados	24
3.3-Ensayos previos	24
3.4-Programa experimental	26
3.4.1-Estabilizado	28
3.4.2 Ciclos internos. Distintas amplitudes	35
3.4.3 Ciclos internos. Distintas velocidades	37
3.4.4 Ciclos completos con detenimiento	44
3.4.5 Ciclos parciales	46
3.4.6 Estabilidad a largo plazo	48
3.5 Conclusiones de los ensayos de caracterización	49
CAPÍTULO 4	50
Aspectos térmicos	50
4.1-Evaluación de la relación entre tensiones y temperaturas	51
4.2-Problema de transferencia	53
4.2.1-Planteo del problema	53
4.2.2 Resultados	57
4.2.3 Ajuste del coeficiente de convección h	59
4.2.4-Simulación de ciclos internos para distintas velocidades	59

Índice	General
marce	General

4.3-Conclusiones del análisis térmico	61
CAPÍTULO 5	62
Estudio sobre un prototipo	62
5.1-Planteo del problema	63
5.1.1-Sistemas elásticos con amortiguamiento viscoso	63
5.1.2-Aporte al amortiguamiento de las SMA	67
5.1.2.1-Modelos existentes de histéresis Pseudoelástica:	68
5.1.2.2-Modeloadoptado	69
5.1.3-Planteo de fuerza elástica y amortiguamiento viscoso	70
5.1.4-Configuración de los parámetros	74
5.1.5-Paso del tiempo	75
5.1.6-Resultados de las simulaciones	77
5.1.6.1-Respuesta en estado estacionario	78
5.1.6.2-Desplazamiento de la posición de equilibrio	79
5.2-Ensayos sobre prototipo	80
5.2.1-Diseño y construcción del prototipo	81
5.2.2 -Curvas estáticas	84
5.2.3-Oscilaciones libres	85
5.2.4 Oscilaciones forzadas	86
5.3-Conclusiones de los experimentos sobre el prototipo	87

CAPÍTULO 6	88
Comentarios finales	88
6.1-Conclusiones generales	88
6.2 Proyectos a futuro	89
6.3 Detalles de planificación y datos generales del proyecto	89

Referencias	92
Agradecimientos	94

Capítulo 1

Introducción

La motivación de este trabajo es fundamentalmente, el estudio desde un punto de vista ingenieril de la capacidad que tienen las aleaciones con memoria de forma (*shape memory alloys*, de aquí en adelante SMA) de disipar energía de deformación. Cualquiera de los materiales convencionales pueden disipar energía al deformarse plásticamente, claro está. Lo que hace distintivas a las SMA es que pueden alcanzar grandes deformaciones (del orden del 10%), en forma casi completamente reversible gracias a la ocurrencia de una transformación de fase martensítica durante la deformación. Esta deformación ocurre a una cierta tensión, para una dada temperatura (figura 1). Al retirar la carga, se observa que el material retransforma a una tensión menor, siendo la deformación resultante cero o casi cero, como ocurriría con un material perfectamente elástico. Este fenómeno que presentan algunas aleaciones se conoce como "superelasticidad" o "pseudoelasticidad"; en él, la transformación martensítica es inducida por la aplicación de tensiones. El área que encierra la curva tensión-deformación duran en ciclo, es decir la histérersis del ciclo pseudoelástico representa la energía disipada en el proceso.

Otro efecto importante, a partir del cual se denominan a las aleaciones que lo presentan, es el "efecto de memoria de forma". En este caso, una probeta SMA deformada en estado martensítico, recupera la forma original luego de calentarla por encima de una temperatura determinada.



figura1. Superelasticidad

La existencia de una energía disipada asociada al comportamiento pseudoelástico plantea la siguiente inquietud ingenieril: es posible aprovechar esta característica en el diseño y la optimización de elementos disipadores de energía en problemas de vibraciones mecánicas?. Es precisamente ésta la motivación del presente trabajo.

El trabajo comienza abordando el problema del control estructural y de cuales son las tecnologías utilizadas en la actualidad para mejorar la respuesta dinámica de estructuras. Aquí se verá que las SMA poseen diversas ventajas que justifican el estudio de su comportamiento mecánico para su eventual implementación para el control pasivo de estructuras afectadas por vibraciones, como ser edificios, vehículos y maquinaria en general. Estas conclusiones surjen de estudios previos realizados en el marco de diveros proyectos internacionales como el MANSIDE (Memories Alloys for New Seismic Isolations and Energy Disipators Devices) o el ISTECH (Improvement of Stability of Cultural Heritage). Estos programas son auspiciados desde la comunidad económica europea [1] y dan cuenta de la relevancia técnica del tema. Del análisis de la literatura surge también claramente la necesidad de un enfoque integrado del problema que comience con una caracterización detallada del comportamiento basado en la caracterización anterior. Esto debería resultar en un procedimiento de diseño de elementos disipadores basados en SMA aplicable a distintas situaciones concretas.

Como primer paso se resumen los principales aspectos del control estructural pasivo, y las ventajas que presenta el uso de SMA gracias a su histéresis superelástica.

1.1 El problema del control estructural

El presente trabajo pretende avanzar en el entendimiento de las características de amortiguamiento asociadas al comportamiento superelástico de las SMA. El objetivo consiste en aplicar este conocimiento considerando técnicas de control estructural ya existentes. Más allá de esto, es bueno conocer los principales problemas a los que se enfrenta la ingeniería estructural, cuando las construcciones se ven afectadas por cargas dinámicas como sismos, vientos o vibraciones mecánicas. Comenzamos dando algunas definiciones comunes [2]:

<u>Control activo</u>: Un sistema con control activo es aquel en el cual se controla la acción de actuadores desde una fuente externa. La fuerza que ejercen estos puede disipar o agregar energía en la estructura. En un sistema activo, la señal que se envía a los actuadores es función de la respuesta del sistema medida con sensores ópticos, mecánicos o eléctricos.

<u>Control pasivo</u>: Un sistema de control pasivo no requiere de fuente externas de potencia. El control pasivo imparte fuerzas que se desarrollan en respuesta al movimiento de la estructura.

Existen sistemas híbridos que combinan ambas técnicas; también se define como control semiactivo, cuando existen retroalimentación entre la entrada con la respuesta, pero esta nunca incrementa la energía de del conjunto, garantizando la estabilidad del sistema. En cuanto a las SMA, los métodos de control pasivo son la principal aplicación, y a este nos limitaremos en el tratamiento de los problemas. Nae [3] concibe el uso de la superelasticidad desde la perspectiva del control semiactivo. Estudia la posibilidad de sintonizar el lazo de histéresis variando adecuadamente la temperatura del material, optimizando así la capacidad disipativa.

A lo largo de este trabajo nos vamos a restringir a las aplicaciones de SMA en aplicaciones de control pasivo y a continuación describimos los tres criterios utilizados.

1.1.1 Diseño basado en la resistencia de la estructura (capacidad)

Se sabe que los terremotos ocurren y son incontrolados. En ese sentido se acepta la existencia de un evento y se espera que las estructuras resistan. Un movimiento sísmico causa básicamente fuerzas de inercia proporcionales al producto de la masa por las aceleraciones del suelo. En la medida que aumentan las aceleraciones se debería incrementar la resistencia de las construcciones. Esto no resulta ni práctico ni económico. Por eso algunos códigos de construcción incorporan el concepto de ductilidad. Se permite a ciertos elementos estructurales deformarse, en forma acotada, más allá de su límite elástico, reduciendo así la rigidez del sistema a costa de mayores desplazamientos.

Resumiendo, para que un evento sísmico (demanda) no destruya una construcción se espera que ésta tenga la resistencia (capacidad) suficiente para soportarlo. Según esta filosofía existen dos maneras de lograr este objetivo:

a) Incrementar indefinidamente la resistencia: esta alternativa puede ser demasiado costosa. Además no considera el daño que podrían sufrir los elementos no estructurales y las instalaciones de un edificio.

b) Diseñar con un margen de ductilidad permisible: de resultar un evento sísmico suficientemente violento si bien no colapsa la construcción, podría fallar algún elemento estructural irremplazable resultando un enorme costo final.

Por lo tanto, la ingeniería vuelca sus esfuerzos en lograr disminuir la demanda, en lugar de aceptarla. Esto significa o bien, aislar la estructura del movimiento (aislamiento de base), o tener caracterizada la respuesta dinámica para aplicar amortiguamientos de manera eficaz (amortiguamiento incluído en la estructura). Todos los sistemas de control estructural pasivo reales están basados en alguna de estas técnicas, utilizadas individualmente o en forma combinada.

1.1.2 Diseño basado en el Aislamiento de Base

El principio fundamental de la técnica del aislamiento de base es modificar la respuesta del edificio de manera que el suelo pueda moverse por debajo, sin transmitir el movimiento a la estructura. Idealmente, el aislamiento puede ser total pero, en realidad, es necesario un contacto directo entre el suelo y el edificio.

Una construcción perfectamente rígida posee período cero, y no existen desplazamientos relativos entre la misma y el suelo. Las aceleraciones que adquiere la base son transmitidas a todos los puntos de la misma. En cambio en una construcción totalmente flexible el período es infinito, y cuando el suelo intenta desplazar a la estructura, no hay transmisión de movimiento, siendo nula la aceleración en toda la estructura. El desplazamiento relativo entre la construcción y el suelo será igual al desplazamiento absoluto del suelo (figura (2)).



Figura 2. Transmisión del movimiento

Las estructuras reales no son ni perfectamente rígidas ni perfectamente flexibles, y por lo tanto la respuesta estará entre estos dos extremos. Para la mayoría de los terremotos existe un rango de frecuencias a las cuales la aceleración la estructura será amplificada respecto de la que sufre la base. Los desplazamientos relativos generalmente nunca excederán los picos de desplazamientos del suelo, pero pueden existir casos especiales como los movimientos sísmicos en regiones cercanas al epicentro, o en construcciones sobre fundaciones blandas.

Para aplicar o no la técnica del aislamiento, los códigos de ingeniería civil utilizan el siguiente procedimiento. Una medida de la energía de los sismos es el contenido espectral de la velocidad. Existe un rango de frecuencias para el cual se considera constante la velocidad. Al mantener la velocidad constante, la aceleración es inversamente proporcional al período mientras que el desplazamiento es directamente proporcional. Entonces, según las características geológicas de un sitio (tipo de suelo, actividad sísmica promedio, etc) se tiene un valor " C_v ", relacionado con la máxima energía que podría tener un terremoto. Se escogen valores de diseño representativos de la aceleración y desplazamiento tal que su producto sea una constante relacionada con la velocidad del movimiento. Una descripción de los distintos códigos se puede ver en [4]

$$Sd \cdot C = C_v \cdot \left(\frac{g}{4\pi^2}\right) (1.1)$$

Donde S_d es el desplazamiento representativo, o pseudodesplazamiento y C es un valor de representativo de la aceleración medida en unidades de g.

Una estructura de período natural T soportaría una aceleración de:

$$C = \frac{C_v}{T} \quad (1.2)$$

el valor de g, y se espera un desplazamiento de:

$$Sd = T \cdot \left(\frac{g}{4\pi^2}\right) (1.3)$$

La clave es que la estructura combinada con el asilamiento resulte con un período óptimo. Las aceleraciones admisibles no deben generar fuerzas de inercia que dañen componentes estructurales o de las instalaciones, mientras que los desplazamientos máximos están acotados por requisitos de espacio y de resistencia de los componentes flexibles.

Entre los dispositivos disponibles en el mercado relacionados con la técnica de aislamiento de base tenemos:

<u>Dispositivos de deslizamiento</u>: El plano de aislamiento es una superficie con bajo coeficiente de fricción, que limita la fuerza a transmitir y por ende las aceleraciones. Son utilizados en combinación con dispositivos elásticos que provean fuerza de restitución luego de presentarse el movimiento.

<u>Cojinetes planos de elastómeros</u>: Son placas de acero unidas por goma sintética. Tienen como desventaja el pequeño amortiguamiento, que provocaría desplazamientos ante cargas de servicio.

<u>Resortes de acero</u>: Mayormente utilizados en aislar máquinas. Presentan el problema de tener bajo amortiguamiento y dar lugar a modos verticales de vibración.

<u>Rodillos Esféricos o cilíndricos</u>: Son excelentes aisladores. El material y la disposición de los mismos deben proveer los umbrales de fuerza mínimos y el amortiguamiento necesario.

La técnica de aislamiento en sí no considera la existencia de amortiguamiento. Los sistemas conocidos deben incorporar también alguna forma de amortiguamiento como las que se describen a continuación. Este se vuelve crítico cuando, al reducirse las aceleraciones se dio lugar a grandes desplazamientos.

1.1.3 Disipación de energía. Incorporación de amortiguamiento

El amortiguamiento es la capacidad que poseen las estructuras de detener o disminuir las vibraciones. Este puede provenir de muchas fuentes. El amortiguamiento puede ser viscoso, es decir, dependiente de la velocidad, o por histéresis, es decir, dependiente del desplazamiento. Como explicamos antes, el criterio de aislar la base, bajando el período natural disminuye las aceleraciones pero aumenta los desplazamientos. En el caso del amortiguamiento se consigue disminuir ambos. Un análisis mas profundo indica que esta última afirmación no sería del todo cierta en estructuras complejas con varios pisos o varias etapas. Se podría reducir solo el primer modo, pero podrían causar problemas los modos superiores.

Los dispositivos de aislamiento incorporan amortiguadores para alcanzar su objetivo. Pero la disipación de la energía es una técnica en si misma, ya que puede encararse el problema del control estructural pensando solo en disipar las entradas sísmicas en lugar de evitarlas.

Desde un punto de vista ingenieril, una diferencia fundamental entre las técnicas de aislamiento y la incorporación de amortiguamiento es que en el primer caso el dispositivo actúa en serie con la estructura, mientras que en el segundo actúa en paralelo. Un sistema de aislamiento absorbe energía y filtra el movimiento antes de que este pase a la estructura. En una estructura con amortiguamiento toda la energía pasa dentro del sistema combinado,

donde se produce la disipación. Esto requiere que el amortiguamiento sea sintonizado a cada estructura para una performance óptima.

A continuación presentamos los distintos principios para disipar energía en las estructuras.

<u>Amortiguamiento</u> <u>viscoso</u>: Los amortiguadores viscosos ejercen fuerzas proporcionales a la velocidad según la relación:

$$F_d = C \cdot V^{\alpha}$$
 (1.4)

Donde C es el factor de viscosidad y α es un exponente que varía de 0.3 a 1. (no confundir con la aceleración característica definida en 1.1.2. Los amortiguadores viscosos son atractivos porque la fuerza que ejercen, en teoría está desfasadas 90° con las fuerzas elásticas entonces no implican agregar fuerzas a la estructura. En la realidad, cuando el coeficiente α se aleja de la unidad, es posible cierto acoplamiento entre fuerzas viscosas y elásticas y pueden darse arreglos inestables [5]. Los amortiguadores viscosos en estructuras son similares a los utilizados en automóviles y máquinas agrícolas. Existen diseños experimentales en los que se modifica la viscosidad del fluido mediante la aplicación de campos eléctricos o magnéticos en el momento del sismo *et al* [2]. Las principales desventajas que presentan son el montaje complicado y la necesidad de un mantenimiento a posteriori.

<u>Amortiguamiento por histéresis:</u> Tanto la fricción entre los distintos elementos, como la fricción atribuible a mecanismos internos de los materiales flexibles disipan energía del movimiento transformándola en calor. La relación fuerza ejercida vs. desplazamiento exhibe un área de histéresis que indica la cantidad de energía que se disipó en calor. Entonces una alternativa en el diseño son los dispositivos de fricción o los dispositivos de fluencia controlada, teniendo en ambos casos curvas con histéresis de fuerza vs. desplazamiento como se ve en la figura 1.3. Los dispositivos de fluencia controlada o dúctiles basan su operación en las deformaciones inelásticas que experimentan al ciclar.



Figura 1.3. Curvas de histéresis logradas con a) fluencia controlada, b) zapatas de fricción

En el enfoque simplificado de sistemas con un grado de libertad (single degree of freedom SDOF) utilizados en casi todos los casos como primer aproximación, se atribuye a la estructura una masa M una rigidez K y un amortiguamiento viscoso C. Esto permite darle tratamiento analítico en problemas mas complejos. Entonces, es común reducir todas las formas de amortiguamiento a un valor de amortiguamiento viscoso equivalente que se define igualando la energía que disipa un sistema con constante viscosa C_{eq} a la energía

representada por el área del diagrama fuerza vs. desplazamiento desarrollado por la estructura. En el caso de la figura 1.4 sería:



Figura 1.4. Energías que definen el amortiguamiento

Entonces, según este constituido el sistema este cociente será constante como en el caso de sistemas con amortiguamiento viscoso, o dependientes de la amplitud, como en el caso de amortiguadores con histéresis y la frecuencia. Obviamente, una estructura puede disipar su energía de ambas formas. El sentido de definir tal factor esta dado por la posibilidad de confeccionar de manera analítica la respuesta en frecuencia que tendría un sistema, definida una entrada y funciones correspondientes de rigidez K_{eff} y de amortiguamiento viscoso equivalente C_{eq} . Por ejemplo, en el caso de un movimiento senoidal impuesto por el suelo la relación entre el desplazamiento máximo de la estructura y de la entrada sería, como veremos luego:

$$\frac{X_p}{X_b} = \frac{1}{\sqrt{\left(\frac{K_{eff}}{M\omega^2} - 1\right)^2 + \left(\frac{C_{eq}}{M\omega}\right)^2}}$$
(1.6)

Tanto el amortiguamiento viscoso equivalente como la rigidez efectiva dependen en general de la frecuencia y de la amplitud. Según como sea esa dependencia se pueden reemplazar en 1.6 y resolver para cada amplitud que frecuencia el sistema va a experimentar dicha amplitud en estado estacionario. Esto puede dar lugar a puntos inestables por donde a pesar de satisfacerse 1.6 no existe sentido físico. Un enfoque interesante es el que hace Masuda [6], quien considera analíticamente el caso del amortiguamiento por histéresis, aunque sin incluir ninguna viscosidad.

1.2 Antecedentes en aplicaciones de SMA para estructuras antisísmicas

Se podría encuadrarlas entre los disipadores de energía por histéresis. Pero debido a la superelasticidad, pueden diseñarse dispositivos autocentrantes. Si el amortiguamiento se logra con elementos dúctiles es necesaria una acción externa para volver la estructura a su posición inicial. Además, después de un determinado número de ciclos, o de un sismo severo los amortiguadores dúctiles pueden fragilizarse y romperse. Respecto de los dispositivos basados en la fricción de polímeros sintéticos, las SMA no se deterioran ni fragilizan por envejecimiento. Por otro lado, los amortiguadores oleodinámicos son muy efectivos, pero mecánicamente complejos a la hora de implementarlos, y requieren mantenimiento. Entonces, las ventajas de utilizar SMA parecen ser suficientes para justificar el desarrollo de dispositivos.

Durante la década de los 90 se han desarrollado múltiples dispositivos que aprovechan la histéresis de las SMA.

Por ejemplo, uno de los daños más frecuentes que ocurren en los sismos es el desprendimiento de paredes que no están soportando el techo por a las fuerzas de inercia que se generan (figura 1.5). Tiene lugar debido a que no existe una unión efectiva entre la pared y el techo o el suelo, porque se han debilitado las uniones entre esta pared y las perpendiculares o en las mismas paredes.



figura 1.5. Daño por desprendimiento de pared

La manera convencional de evitar este desprendimiento es colocando tensones de acero. Estos evitan el desprendimiento, pero debido a su elevada rigidez, terminan transmitiendo esfuerzos a las zonas donde están anclados y si se trata de estructuras antiguas, donde la mampostería está deteriorada, termina produciéndose otro daño.

Otra posibilidad son las grietas provocadas por las tensiones de corte generadas dentro de una pared lateral (figura 1.6). Al crecer, estas grietas implican un déficit en la rigidez de la pared y esto ocasiona grandes desplazamientos y hasta el colapso.



figura 1.6. Daño provocado por tensiones de corte

Para el primer caso la solución propuesta fue reemplazar los elementos de acero por dispositivos de NiTi (figura 1.7) que trabajarían según el siguiente criterio:



figura 1.7. Detalle de los dispositivos de SMA y su montaje [7]

a) Durante las cargas de servicio no transmiten fuerza alguna sobre las paredes.

b) Durante cargas dinámicas moderadas, como el viento, o pequeños terremotos los dispositivos se mantienen elásticos, cumpliendo la misma función que las barras de acero, evitando grandes desplazamientos.

c) Ante cargas dinámicas de diseño, se llega al plateau disminuyendo su rigidez. Ahora actúa la rigidez de la pared, y el dispositivo aplica una fuerza restitutiva constante durante el movimiento controlado de la estructura. Esto disminuye las aceleraciones y permite disipar energía, ocurriendo a lo sumo pequeñas grietas en la mampostería pero evitando el colapso.

d) Cuando el sismo es más severo que lo previsto el NiTi comienza nuevamente a trabajar en la zona elástica de la martensita, volviendo a ser rígida, evitando en última instancia el desprendimiento de la pared.

La técnica empleada en la mitigación de los daños de las cargas laterales es el pretensionado de la estructura con tensores de NiTi en serie con cables de acero dispuestos como se ve en la figura 1.8.



figura 1.8. Técnica para evitar daños por fuerzas laterales et al [1]

Dispositivos como estos están diseñados para trabajar con fuerzas del orden de 25 kN en el medio del plateau, y rigidez de 0.6 kN/mm, un 7% de la que tienen en el campo elástico, permitiendo desplazamientos de (\pm) 4 a 8 mm.

DeRosches [8] estudió la implementación de cables de SMA para evitar la separación de los diferentes tramos de un puente multietapas como el de la figura 1.9. Realizó experimentos que demostraron la capacidad de los amortiguadores de NiTi por sobre los de acero para minimizar desplazamientos relativos ante excitaciones de baja frecuencia y aumentar la rigidez ante grandes movimientos del suelo, evitando el colapso del puente.



figura 1.9. Puente multietapas



figura 1.10. Implementación de los amortiguadores de SMA et al [8]

1.3 Comentarios preliminares

En la literatura se pueden encontrar distintos estudios que sientan las bases de modelos termodinámicos y fenomenológicos, que en principio modelarían el comportamiento de las SMA, tanto la superelasticidad como el efecto de memoria de forma. Si bien estos modelos pueden, en el mejor de los casos, estar basados en determinaciones experimentales obtenidas en condiciones particulares suelen ser utilizados directamente para el análisis de problemas de amortiguamiento. Sin embargo, como vamos a mostrar en los resultados de nuestros experimentos, existe una gran variedad de fenómenos que no pueden ser ignorados al momento de considerar los SMA en este tipo de aplicaciones. Variables externas como la temperatura, la velocidad y amplitud de deformación y la transferencia térmica influyen significativamente en el comportamiento del material. El efecto de la fatiga en las características funcionales y estructurales y la estabilidad del comportamiento son otros factores que también deberán ser tenidos en cuenta en el análisis.

Al igual que en los distintos proyectos internacionales antes mencionados, el material elegido para nuestro estudio es una aleación con memoria de forma binaria de Ni-Ti con forma de alambres. La conducta disipativa del material y su dependencia respecto a la velocidad de deformación, amplitud de deformación y temperatura se determinó en condiciones de carga de tracción uniaxial. A partir de estos resultados se propuso un modelo simplificado de la conducta del material según la fenomenología observada y analizada, de manera tal de poder realizar simulaciones sobre una estructura prototipo simple de pórtico asistida con tensores disipadores de NiTi. Por último, se construyó un prototipo de dicha estructura y se efectuaron diversas pruebas para comparar con los resultados de las simulaciones. Más allá de los resultados satisfactorios obtenidos en cuanto a la eficiencia disipadora del material, las conclusiones obtenidas dejan abierta la necesidad de continuar elaborando modelos que tengan en cuenta la influencia de la temperatura, como así también la necesidad de ampliar nuestros conocimientos en el área del control estructural para concebir mejores diseños de dispositivos.

Capítulo 2

Metalurgia de las SMA

Si bien el enfoque con el que se encara el trabajo es ingenieril, conviene conocer los fenómenos metalúrgicos que caracterizan a las SMA, los mecanismos a nivel microscópico que dan lugar a los efectos de memoria de forma y de superelasticidad. Estas tienen en común una transformación martensítica que se explica a continuación.

2.1 Transformaciones martensíticas

En el ámbito de la ingeniería mecánica, la martensita es conocida como un componente duro de los aceros templados. De hecho, esta fue la primer martensita observada por el metalurgista alemán Adolf Martens. En los aceros, la austenita de estructura fcc se convierte mediante un mecanismo "cooperativo"entre todos los átomos en martensita de estructura bcc o bct. Pero se han observado trasformaciones similares en muchas aleaciones metálicas no ferrosas, semiconductores y en cristales iónicos. Todas ellas tenían en común el proceso no difusivo que daba lugar a la nueva fase. Para dar una definición concreta de martensita y de transformaciones martensíticas Cohen Olson y Clapp [9] dicen que son transformaciones en estado sólido que:

- No presentan difusión, o si ocurre difusión alguna, no es propia de la transformación
- Ocurren distorsiones de red las cuales dan lugar a cambios de forma macroscópicos y no sólo a reacomodamientos dentro de un volumen determinado.
- La distorsión de red consiste principalmente en una componente de corte. No son propias las deformaciones por dilatación puras.
- La cinética y la forma de la martensita está dominada por la energía de deformación.

A la fase madre que da lugar a la martensita se la denomina austenita. Las características geométricas de una transformación martensítica son entonces, el cambio de

forma en la región y la existencia de un plano macroscópico invariante. Ambas características se muestran en la figura 2.1 .La existencia de un plano macroscópico invariante requiere que la transformación se lleve a cabo por una deformación planar invariante también. En un plano invariante el desplazamiento de cualquier átomo ocurre en una dirección fija y es proporcional a la distancia del plano a algún otro plano de referencia. La deformación más general que deja invariante a un plano se ve en la figura 2.2, donde s representa la deformación paralela al plano invariante de referencia y s'combina esta deformación tangencial simple con una deformación normal que origina un cambio en el volumen.



Figura 2.1. Detalle del plano invariante

Otra característica de las trasformaciones martensíticas es la ocurrencia de desplazamientos heterogéneos además de las deformaciones distorsivas. En oposición a estas últimas, estos desplazamientos no alteran la estructura del cristal, sino que ayudan a aliviar la energía de deformación. sino que aparecen para formar un plano de interfaz invariante, es decir sin distorsión macroscópica (también llamado plano de hábito). Estas deformaciones heterogéneas se pueden encontrar como deslizamientos o maclados (figura 2.3).

Las aleaciones que presentan transformaciones martensíticas pueden dividirse en dos grupos para los cuales la transformación presenta características muy diferentes. Estos son las aleaciones que presentan transformaciones termoelásticas y las que presentan transformaciones no termoelásticas en

general muestran un cambio de volumen importante, lo cual introduce una gran deformación, el auto acomodamiento de las distintas variantes dentro de un solo cristal es complejo, la trasformación es isotérmicas y la martensita es un componente muy duro. Las histéresis es muy ancha, de manera que la retransformación es muy dificultosa. Los ejemplos típicos de transformación no termoelástica se presentan en los aceros base FeC, aunque también pueden observarse en otros sistemas tales como Zr-Nb, ZrO, etc. En cambio en las transformaciones termoelásticas el cambio de volumen es pequeño y la distintas variantes se autoacomodan para minimizar la distorsión global. La transformación avanza desde núcleos según se incrementen las condiciones favorables de tensión y/o temperatura. Dentro de este grupo se encuentran las SMA y los ejemplos más típicos son las aleaciones base Cu (CuAlZn, CuANi, CuAlBe), aleaciones de NiTi, etc.

Entonces lo que hace distintivas a las SMA es la transformación martensítica. Esta puede ser inducida por calentamiento (o enfriamiento) o para algunos regímenes de temperatura por aplicación de cargas. El estado del material se basa en interacciones entre

temperatura y tensiones en los párrafos siguientes explicaremos cada uno de los mecanismos.



figura 2.2. Componentes de la deformación al transformar



Figura 2.3. Mecanismos de macla y deslizamiento

2.2 Transformaciones inducidas por temperatura

Se puede alcanzar la transformación martensítica llevando el material por debajo de una temperatura característica de comienzo de transformación Ms. Si se continúa disminuyendo la temperatura se llega a un valor tal que ya no queda material sin transformar: Mf. Al calentar una muestra en estado martensítico, aparecen como contraparte temperaturas de inicio y fin de retransformación As y Af respectivamente. El valor de estas temperaturas depende fuertemente de la composición de la aleación y de su tratamiento posterior.

Existen diversas técnicas para medir las temperaturas y las energías para las transformaciones. Un método muy utilizado por su precisión es la calorimetría diferencia (DSC). En la figura 2.4 se reproducen los resultados de un barrido en una muestra de NiTi. Se observa sobre la curva superior de calentamiento (-80°C a 100°C), que existe un pico en la potencia requerida; se trata de la transformación entre la martensita monoclínica a austenita, cúbica centrada en el cuerpo (BCC) que se da entre 29.5°C y 62°C y es endotérmica, originando un aumento del flujo de calor hacia la muestra. El aérea bajo este pico representa el calor latente de transformación. En la curva de enfriamiento se parte del NiTi en austenita y se llega a martensita, pasando por la fase intermedia R, romboédrica. Se



observan las dos transformaciones por los valles en la potencia, que indican que son exotérmicas.

2.3 Transformaciones inducidas por tensión: Superelasticidad

Supongamos un trozo de alambre de NiTi en estado austenítico. Supongamos que se lo comienza a estirar. Primero esta austenita se deformará elásticamente. Luego se llegará a una tensión donde la austenita se vuelve inestable y comienza a nuclearse un frente de martensita. Como ya vimos, la trasformación implica una elongación que tiene que ver con la distorsión a nivel microscópico. Si la deformación prosigue a temperatura constante, continúa transformando el resto del alambre a tensión constante. En la figura 2.5 se detalla cada una de las etapas de esta transformación con una representación esquemática de lo que sucede a nivel microscópico. Si llegamos al punto b de la figura y seguimos estirando, estaremos deformando elásticamente la martensita que se formó. Al llegar al punto "d" habríamos entrado en fluencia y provocado el deslizamiento entre los planos de martensita, que se traduciría como una deformación permanente del alambre. Típicamente el punto b significa un 6% de deformación global de estas aleaciones.

Análogamente a lo que ocurre durante la carga, cuando descargamos el alambre, al llegar a la punto b' la martensita comienza a ser inestable, y ahora se nuclea austenita. Si se continúa relajando, los núcleos de austenita crecen a tensión constante también, pero menor que el plateau de tensiones de la transformación de austenita a martensita. Una vez que todo el alambre está en fase austenítica, se continúa descargando, recorriendo el mismo camino original. Esta característica de no experimentar deformación residual luego de sufrir deformaciones de hasta un 6%, amén de devolver menos energía que la entregada para deformar al alambre, dan lugar a lo que se conoce como "Superelasticidad".



Figura 2.5. Superelasticidad en SMA

2.4 Reacomodamiento de la martensita por tensión. Efecto de memoria

En el caso anterior, la martensita inducida por tensión está compuesta por una variante preferencial según la dirección de la tensión aplicada. Cuando la martensita se induce por enfriamiento, múltiples variantes con idéntica configuración energética forman la fase. El maclado (figura 2.3) es una manera de acomodar los cambios de volumen locales para mantener las dimensiones del material. Si el experimento anterior se comienza con un material de estructura martensítica inducida por enfriamiento, la estructura está compuesta por múltiples variantes. Al comenzar a aplicarle una tensión, los bordes de macla, que son relativamente de baja energía, comienzan a moverse, originando el "demaclado" de la estructura, mediante el cual las distintas variantes se empiezan a orientar con el eje de la tensión aplicada. En un policristal, los cristales mejor alineados con la tensión comienzan a demaclar en niveles bajos (oab de la figura 2.5) y los mas desfavorables se reacomodan con tensiones mayores (puntos bd). Esto se ve macroscópicamente como una deformación homogénea. Una vez alcanzado el punto d, un posterior estiramiento conlleva la distorsión de las redes de martensita monovariante. Al descargar, por ejemplo por el camino cc' se observaría un proceso inelástico donde la recuperación de la martensita no es igual a la que se le dió para demaclarla. Esto es aparentemente una deformación permanente; pero, puede ser recuperada llevando el material a temperaturas superiores a Af transformando la martensita demaclada en austenita. Esta recuperación de las dimensiones originales se llama "efecto de memoria de forma". La clave en esta recuperación es la congruencia entre las dimensiones macroscópicas de la austenita y de la martensita maclada, y el hecho de que la red BCC de la austenita es invariante de manera inherente.



Figura 2.6. Efecto de memoria de forma en SMA

Cuando el material se deforma en estado martensítico y se recupera su forma inicial calentándolo se denomina efecto de *"memoria de forma simple"*. Aquí sólo se recuerda una configuración a la que el material retorna al ser calentado por encima de Af. (figura 2.7) Existe también la posibilidad de generar otro efecto de memoria llamado de *"doble memoria de forma"* por el cual el material recuerda dos configuraciones, una estando en fase austenítica y otra estando en fase martensítica, pudiendo ir de una a la otra calentando por encima As y enfriando por debajo de Ms. Esto se logra entrenando el material via



Figura 2.7. Efecto de memoria simple



aplicación de tensiones o ciclado térmico, vinculándolo a las formas deseadas. Existen evidencias de que este efecto sería posible ante la presencia de arreglos de dislocaciones, tensiones residuales y martensita retenida. [11]

El efecto de memoria tiene un campo de aplicaciones interesante en la ingeniería, pudiendo confeccionarse actuadores controlados por temperatura. Si el cambio de forma provocado por la transfomación es evitado por vínculos, se genera una fuerza. La fuerza que pueden generar los actuadores de SMA por unidad de peso es superior a cualquier otro dispositivo en ingeniería como se ve en la figura 2.9.



Figura 2.9. Fuerzas posibles de obtener para varios dispositivos tecnológicos en función de su peso.

2.5 Relación entre temperatura y tensión

Experimentalmente se observa que solo en un determinado rango de temperaturas es posible obtener martensita inducida por tensión. Además, las tensiones de transformación se incrementan con la temperatura. Entre otros autores en su modelo termodinámico para el efecto pseudoelástico de las SMA Toru Kamita [13] plantea una energía libre función de la temperatura y de la tensión. Una relación común a todos los modelos es la ecuación de Clausius-Clapeyron, propia de sistemas donde coexisten dos fases que dice que para el equilibrio se cumple:

$$\left(\frac{d\sigma_{ext}}{dT}\right) = \frac{\Delta S^{a-m}}{V \cdot \varepsilon} = \frac{l^{a-m}}{T \cdot \varepsilon} (2.1)$$

Donde ΔS es el cambio de la entropía durante la transición de fase de un volumen εV del sistema; *l* es el calor latente por unidad de volumen para la transición y ε es la deformación uniaxial. La experiencia demuestra que este factor se mantiene constante prácticamente constante para cada aleación en particular. Vicente Torra [14] explica que en policristales, los experimentos para definir este coeficiente deben hacerse no solo para cada aleación sinó también para cada tamaño de muestra.

En fin, conociendo las temperaturas de transformación sin tensiones aplicadas y los coeficientes de Clausius Clapeyron se puede trazar un mapa como el de la figura 2.10, donde quede definida la ventana de temperaturas donde es posible la transformación martensítica por tensiones y por ende, la superelasticidad.



figura 2.10. Relación T, ε , σ en una SMA.

2.6 Aleaciones comerciales de NiTi

Todas las formas comerciales de NiTi están cubiertas por aleaciones que difieren a lo sumo en un 2% en peso de contenido de Ni. En esta ventana de composición la temperatura As recorre el rango de -100° C a 100 ° C. Entonces, la especificación de las aleaciones mediante la composición resulta poco útil. En realidad, lo que se hace es medir las temperaturas de transformación para condiciones termomecánicas bien definidas, (recocido a 850° C 15 minutos-*fully annaealed*) y cero tensiones aplicadas. La siguiente tabla es una clasificación de la firma europea "Memory-Metalle[™] GmbH".

Tabla I. Clasificación comercial de aleaciones (extraído de Memory-Metalle)		
Aleación	%Ni atómico prom.	Af (°C)
Ν	51	-10 a -15
S	50.8	0
С	50.8 (0.25% en peso de Cr)	-10 a -20
В	50.2-50.4	25 a 35
М	50.0-49.8	55 a 65
Н	49.6-49.4	95 a 110

Las aleaciones pueden proveerse con diferentes condiciones termomecánicas:

-Straight annealed: Es una condición estándar en la cual la aleación es recocida a una temperatura de aproximadamente 500 ° C durante un tiempo determinado (unos 5 minutos), en estado tensionado. Mediante este proceso se logra uniformizar las propiedades funcionales.

-Shape annealed: Es para que la aleación tome una forma determinada. Se le realiza un tratamiento térmico en baño de sales, con el material vinculado a matrices de acero que lo

mantienen con la forma específica. De esta forma se fabrican resortes o instrumental médico por ejemplo.

También pueden adquirirse sin tratamientos térmicos, es decir, trabajadas en frío, pero de esta forma no se garantizan las propiedades funcionales. El fabricante usualmente aconseja los productos con tratamiento final incluido. De este modo se garantiza el comportamiento óptimo del material ya que los mismos se llevan a cabo en condiciones bien controladas.

Algunas propiedades que poseen las aleaciones y que no varían demasiado con la composición o con el tratamiento termomecánico pueden ser:

Punto de fusión:	1310° C
Densidad:	6.45 Kg./dm^3
Conductividad térmica en fase austenítica:	18 W/m K
Conductividad térmica en ase martensítica:	9 W/m K
Resistividad eléctrica	50-110μΩcm
Coef. de expansión térmica α austenita:	10-11 x 10 ⁻⁶ K ¹
Coef. de expansión térmica α martensita:	6.7-11 x 10 ⁻⁶ K ⁻¹
Resistencia a la corrosión	Excelente

Conociendo el fenómeno de la superelasticidad y todas las variables que definen el ciclo de deformación superelástico, se pueden determinar los valores de estas variables para que las aleaciones sean viables en la construcción de dispositivos antisísmicos. En el marco del proyecto MANSIDE, se realizaron gran número de experimentos de campo, utilizando varias SMA, como el CuZnAl, CuAlNi y NiTi. De estos experimentos se pueden obtener los valores apropiados para poder usar las aleaciones con dicho fin, mostrados en la figura 2.11 y tabla II [13].

Tabla II. Prerrequisitos para aplicar SMA a dispositivos antisísmicos		
<u>Martensita</u>	<u>Austenita</u>	
Capacidad de disipación inherente	Susceptible de superelasticidad	
Gran resistencia a la fatiga		
Baja sensibilidad a la temperatura (5° C-35° C en edificios, -5° C-45° C en puentes)		
Baja sensibilidad con velocidad de deformación o frecuencia en rangos de 0.4-1Hz en técnicas de aislamiento o 1-10 Hz en técnicas de disipación de energía		
Estabilidad ante el ciclado		
Resistencia y estabilidad a los factores ambientales		
$\epsilon_2 \ge 6\%$		
$\epsilon_4/\epsilon_2 \ge 2$		

	$\epsilon_4/\epsilon_2 \ge 2$
E	$_2 \le 0.01 \ \mathrm{E_1}$
I	$E_3 \le 0.5 E_1$
$E_1 \ge 30000 \text{ MPa}$	$E_1 \ge 70000 \text{ MPa}$
σ1 ≥300 MPa	$\sigma 1 \ge 500 \text{ MPa}$
C	$\sigma_3/\sigma_1 \le 1.5$



Figura 2.11. Referencias de tabla II

Una de las conclusiones de MANSIDE, postula a las aleaciones de NiTi como las más prometedoras para aplicaciones antisísmicas, por cumplir en cierta medida con todos estos requisitos. No obstante, si bien se han propuesto e incluso construido dispositivos de amortiguamiento basados en esas aleaciones, el análisis de la literatura hasta el presente muestra que existen numerosas preguntas que deben ser aún respondidas en cuanto al comportamiento del material con el fin de contar con un procedimiento óptimo de diseño. Esto requiere en primer lugar una completa caracterización del material implica en una gran variedad de situaciones y este será el principal objetivo del presente trabajo

Capítulo 3

Caracterización del amortiguamiento asociado al efecto pseudoelástico en aleaciones de Ni-Ti

Mediante una serie de ensayos de ciclaje de tensión uniaxial se buscó reunir información para caracterizar una aleación específica comercial de Niquel-Titanio (NiTi) en lo que respecta a su capacidad disipativa. Se analizaron diferentes lazos de histéresis de σ - ε ; su variación frente al ciclado y su dependencia respecto de amplitud y velocidad de deformación para distintas temperaturas. También se investigó acerca de la estabilidad que tienen estos ciclos cuando la aleación permanece períodos prolongados de tiempo sin solicitación. Se realiza una descripción de los experimentos, con un análisis final que engloba todos los resultados.

3.1 Especificación Comercial del material

En cuanto al alambre estudiado provisto por Special Metals, New Hartford, NY tiene las siguientes características:

Condición termomecánica:	Straight annealing,
Condición superficial:	Oxido negro,
As (fully annealed)	10 ° C
Diámetro:	0.5 mm

Composición determinada por análisis químico de acuerdo al proveedor (porcentajes en peso):

Niquel	55.91%
Ti:	balance
C:	
0	

3.2 Equipos utilizados

Máquina universal de ensayos mecánicos INSTRON 5567: Dispositivo electromecánico donde el movimiento del cabezal es con tornillo de bolas recirculantes permitiendo gran precisión en ensayos realizados a baja velocidad. Tiene una capacidad de fuerza máxima de 30 kN. Tiene la posibilidad de controlar el movimiento del cabezal mediante funciones de posición, de carga o de deformación de un extensómetro. Los límites de carrera pueden determinarse usando cualquiera de estas tres magnitudes, combinando un límite dado por una posición con un límite inferior dado por otra magnitud. La celda de carga es Instron con una capacidad de 1 kN.

Este equipo cuenta con una cámara de temperatura Instron 3119 capaz de controlar la temperatura en el rango de -70° C / 250° C. Se pueden realizar rampas controladas de temperatura. El calentamiento o enfriamiento se logra combinando los efectos de una resistencia eléctrica más el flujo de vapor saturado de nitrógeno.

Los datos son adquiridos con una computadora 486, mediante el software *Merlín* provisto por INSTRON.

Máquina universal servohidráulica de ensayos mecánicos MTS: Posee un mando hidráulico para el movimiento de la probeta, pudiendo ejercer una fuerza de hasta 100kN. Este equipo no tiene la posibilidad de combinar las magnitudes que definen los límites. Es decir ambos límites son o de posición, o de carga o de deformación de un extensómetro. Tampoco cuenta con un horno para controlar la temperatura del ensayo. Los datos son tomados por un equipo 486, con una tarjeta Nacional Instrument y con softwares desarrollados para la ocasión. El límite para la velocidad de muestreo está dado por la capacidad del procesador, y no se pudieron lograr más de 100 puntos por segundo. En esta máquina se utilizó una celda MTS de 5 kN y fue destinada a los ensayos de mayores velocidades.

3.3 Ensayos previos

Las temperaturas de transformación del alambre en el estado "as received" fueron determinadas utilizando la técnica de medición de resistencia eléctrica con cuatro conductores, técnica standard en nuestro laboratorio [Técnica implementada por Dr. Jorge Pelegrina].



Figura 3.1 Curvas de resistividad sobre muestra del NiTi estudiado

De las curvas de la figura 3.1 medimos:

 M_s : Temperatura de comienzo de transformación martensítica $\approx 174 \text{ K}$

 M_f : Temperatura de fin de transformación martensítica $\approx 158 \text{ K}$

A_s: Comienzo de transformación austenítica ≈ 242 K

 A_f : Fin de transformación austenítica ≈ 263 K

 R_s : Comienzo de transformación romboédrica ≈ 261

 R_f : Fin de transformación romboédrica ≈ 245 .

Esta transformación romboédrica que fue detectada en nuestro material, es una transformación displacida, como la martensítica, pero presenta una histéresis térmica mucho menor. Su aparición depende fuertemente del tratamiento termomecánico del material. En general se favorece la transición romboédrica o "R" allocando dislocaciones por trabajado en frío y luego efectuando recocidos por encima de los 400° C *et al* [11]. Esta fase, encuentra aplicaciones en el diseño de actuadores e interruptores térmicos. En lo que respecta a este trabajo, se tuvo en cuenta su eventual aparición en los ciclos de tensión posteriores, aunque no se manifestó.

3.4 Programa experimental

Además de conocer las propiedades de superelasticidad que presentan las aleaciones interesa saber como evolucionan estas en el tiempo para diferentes condiciones de temperatura y ciclado de tensiones. Entonces los experimentos tienen como objetivo definir cuan estable y predecible es la conducta de las distintas aleaciones. El método adoptado es el ciclado uniaxial de tensiones. En general se someten las muestras a ciclos de tensión controlando la velocidad de deformación sobre probetas de 75 mm de longitud entre mordazas. Los ciclos pueden ser:

Completos (Boundary Histeresis Loop): Al iniciarse el tensionado del alambre se definen límites inferiores y superiores entre los cuales queda confinado un ciclo, que servirá de referencia para los ciclos posteriores. Es usual definir el ciclo completo estando el material con un 100% de austenita. Se comienza a traccionar la muestra, observándose el comienzo y fin de la transformación. Luego se descarga pasando por el comienzo y fin de la retransformación. Esta no es una condición necesaria para que un ciclo sea considerado completo, sino mas bien, una situación extrema.

Parciales (de un ciclo completo definido): Habiendo definido el ciclo completo, un ciclo parcial se realiza cuando se comienza desde uno de sus límites y se retorna antes de alcanzar el otro.

Internos (a un ciclo completo definido): Los ciclos que comienzan con la probeta extendida entre los dos límites. La amplitud es tal que no se alcanzan ninguno de los límites definidos en el ciclo completo asociado.

Se estudian los ciclos parciales e internos porque ante una acción aleatoria a la que se vea sometido un dispositivo, es probable que el material sufra este tipo de transformación antes que la transformación total que implica un ciclo completo Un esquema de cada uno de ellos se puede ver en la figura 3.2

Para estudiar la capacidad disipativa del material definimos las cantidades calculadas a partir de los diagramas de σ - ϵ .

1) <u>Energía disipada por ciclo</u>: Se toma igual al área de la histéresis de energía en un ciclo. De aquí en adelante " ΔW ". Ver figura 3.3.

2) <u>Energía devuelta por el material al sistema</u>: En un ciclo, es la energía que no fue disipada por ningún efecto. Equivale al área bajo la curva de descarga del ciclo. De aquí en adelante "W"



Figura 3.2 Tipos de ciclos estudiados

3) <u>Factor de disipación</u>: De acuerdo con las variables definidas se llama factor de disipación SDC al cociente entre ΔW y W. En la literatura algunos autores [15] usan el factor de pérdida η igual al SDC dividido 2π . Esto es una herencia de los experimentos de fricción interna, pero preferimos el uso de SDC por su mayor significado físico; el SDC mide cuan grande es la cantidad disipada respecto de la devuelta al sistema mientras que en un experimento de fricción interna, donde generalmente se siguen excitaciones armónicas y las amplitudes son pequeñas, el η es el defasaje que existe entre la deformación y la tensión.

4) <u>Deformación</u> <u>residual</u>: Si el límite inferior en un ciclo completo es fijado por una tensión, se toma como deformación residual a la diferencia entre los valores de extensión final e inicial.

5) <u>Deformación residual acumulada:</u> Cuando el material es sometido a un número entero de ciclos completos o parciales consecutivos, es la diferencia entre el valor de extensión final e inicial de la serie.



Figura 3.3. Energías en juego en un ciclo

Durante el ciclado se prefiere el avance del cabezal a velocidad constante (rampa de posición) tanto para el estiramiento como para la relajación. Esto es así porque se pretende relacionar las características disipativas de cada ciclo con condiciones de trabajo lo más uniformes posibles. Si se escogiera para el avance una función senoidal del cabezal, obtendríamos variaciones de velocidad importantes, variando también las características en la generación y transferencia de calor, y sería erróneo asociar los diagramas de histéresis resultantes a alguna velocidad de estiramiento determinada.

3.4.1 Estabilizado

Se comienza cada prueba con el estabilizado del material logrando que se transforme toda la longitud de la probeta, definiendo así el ciclo completo. Es sabido que durante el ciclado ocurre un descenso en las tensiones de transformación del NiTi hasta alcanzar valores estables. Las causas de este descenso aparentemente están en que durante la transformación pueden producirse deslizamientos entre las distintas variantes, generándose tensiones residuales que luego facilitan la nucleación de martensita *et.al* [11] La cantidad de ciclos necesaria para lograr esto no está bien definida; mientras Gandhi y Wolons [16] pre-entrenan sus alambres con 400 ciclos, Renda V. [17] caracteriza barras de NiTi luego de 20 ciclos de estabilización. En este programa se les da un ciclado de 120 ciclos para alcanzar esa posición estable. El primer ciclo, la evolución y el ciclo estable son de interés, para cada temperatura a la que se realiza el estabilizado.

El primer ensayo se realiza en la máquina INSTRON. La velocidad del cabezal se fija en 1 mm/min, que en el alambre de 75 mm de longitud implica una velocidad de

deformación promedio de $2.2 \cdot 10^{-4} \text{ s}^{-1}$ y la temperatura dentro del recinto se mantiene en 30° C.

Se configura el límite superior por extensión e inferior por fuerza, para permitir observar la deformación permanentes del alambre.



Figura 3.4. Estabilización del NiTi respecto al ciclado

Se nota que a medida que aumenta el número de ciclos, las tensiones dejan de ser constantes durante la transformación (se inclina el "plateau" característico) y el lazo de histéresis se ubica en niveles de tensión mas bajos según lo comentado. La energía disipada por ciclo se ve también notablemente disminuida. Las figuras 3.4 y 3.5 dan cuenta de lo observado. En la primera se observa perfectamente como el diagrama evoluciona durante el ciclado. En la figura 3.6 se grafican los valores tanto de las energías devueltas y disipadas como de su cociente, el factor SDC. Evidentemente tienen un comportamiento asintótico.



Figura 3.5 .Evolución de los parámetros durante el primer ciclado

Un valor a tener en cuenta en el diseño de dispositivos disipadores es la deformación residual obtenida al finalizar un ciclo completo. Esta es una medida de la

cantidad de energía que se disipó tras haberse deformado plásticamente el alambre, y no por efecto de la superelasticidad, o también podría tratarse de regiones de martensita retenida. Este efecto puede confundirse al interpretar los resultados con un eventual deslizamiento entre el alambre y sus mordazas. Esto podría ocurrir en los primeros ciclos del ensayo. Obviando esta situación la deformación residual implica una deformación permanente en los dispositivos por lo que debería mantenerse en valores pequeños. Este primer ciclado muestra una disminución asintótica hasta cero de la misma. La energía disipada por deformación permanente o en martensita que no retransformó también es calculada tomando como la misma el área indicada en la figura 3.6.



Extensión Figura 3.6. Energía disipada por deformación plástica



Figura 3.7. Evolución de la deformación residual con el ciclado

En la figura 3.7 se observa la evolución de la deformación residual y la energía disipada por deformación plástica a lo lago de los 120 ciclos iniciales.

Se efectuó el mismo ciclado a 20 ° y a 40 ° C. con la misma velocidad de deformación y los mismos límites Como se esperaba, las tensiones de transformación de los primeros ciclos aumentan con la temperatura, aunque los ciclos eran similares en cuanto a la histéresis de las tensiones de transformación. Pero según la temperatura, cada ciclo evoluciona hacia un ciclo con histéresis distinta, como se observa en la figura 3.8. En la figura 3.9 se grafican las tensiones de transformación y en la figura 3.10 los valores de ΔW y W para cada temperatura con los ciclos iniciales y finales. Un detalle a aclarar es que



durante el ensayo a 20 ° C ocurrió un desperfecto en el horno de temperatura y se optó por continuar a temperatura ambiente, controlada en 24° C.

Figura 3.8. Comparación entre ciclos iniciales y estables a distintas temperaturas (izquierda: primer ciclo, derecha: ciclo nro. 120)



Figura 3.9. Fuerzas de transformación antes y después del ciclado de estabilización



Figura 3.10. Energías disipadas y recuperadas antes y después del ciclado.

Vemos que el mismo material tiene ante distintas condiciones, capacidades muy diferentes de disipación. Como valores extremos, el SDC del NiTi a 20° C, sin ciclar es 1.165, es decir, el material disipa más de lo que devuelve, mientras que a 40° C y con 120 ciclos el SDC es de 0.191. En este caso particular un mismo material con una historia presentó una capacidad disipativa 6 veces mayor que con otra. Sabemos que el ciclo estable depende de la temperatura a la que se alcanzó esta condición. Nos preguntamos ahora si una vez estabilizado, el ciclo va a mantener su histéresis al variar la temperatura.

Entonces, durante el ensayo con el alambre estabilizado a 40° C se lleva el horno a 30° C y se practican ciclos completos. Luego se lo lleva a 20° C, nuevamente a 40° C y a 50° C, realizando en cada temperatura ciclos completos además de ciclos internos que serán descritos posteriormente. La velocidad para los ciclos completos siempre se mantiene en 1 mm/min. En la figura 3.11 tenemos todos los ciclos obtenidos; las figura 3.12 y 3.13 muestran respectivamente las tensiones (fuerzas) de transformación y las energías disipadas y devueltas en cada temperatura



Figura 3.11. Ciclos completos a distintas temperaturas. Estabilizado a 40º C



Figura 3.12. Tensiones de trasformación para distintas temperaturas. Estabilizado a 40º C

Vemos que tanto la histéresis en las tensiones de transformación y el área de cada ciclo se mantienen muy cerca de sus valores obtenidos en la estabilización. Es decir, la forma del ciclo tiene que ver con la temperatura a la que fue estabilizado el material. En la figura 3.14 se muestran dos ciclos completos realizados a 30° C. Uno con el material estabilizado a 30° C y el otro a 40 ° C. El área es menor para el ciclo estabilizado a mayor temperatura.



Figura 3.13 Valores de AW y W para distintas temperaturas. Estabilizado a 40º C

Esto último es para un estabilizado a 40° C. Según la tendencia, uno podría conjeturar que el área del ciclo estable es mayor si la temperatura de estabilizado fue menor, sea cual fuere la temperatura a la cual se lo cicle. En efecto, se repitió un programa similar para el alambre estabilizado a 24 ° C. Se llevó este alambre a temperaturas de 30° C y 40° C, enfriando nuevamente a 24° C. Los ciclos obtenidos con cada temperatura se muestran en la figura 3.15.


figura 3.14. Ciclos a 30º C estabilizados a distintas temperaturas

Del estabilizado a 24° C resulta un ciclo que luego al llevar el alambre a temperaturas superiores reduce su área. Esto es una diferencia respecto del proceso de estabilización a 40° C. Luego, cuando se regresa a 24° C no se vuelve a obtener el ciclo del estabilizado. Una primer explicación es que a esta temperatura baja, hubiesen sido necesarios mas ciclos para llegar a una situación estable. En las figuras 3.16 y 3.17 se grafican los anchos de histéresis de tensión y los valores de ΔW y W.



Figura 3.15. Ciclos completos a distintas temperaturas. Estabilizado a 20° C (24° C). Estabilizado a 24° C



figura 3.16. Fuerzas de transformación a 24º C, 30º C, 40º C y nuevamente a 24º C



figura 3.17. Energías disipadas y devueltas a 24° C, 30° C, 40° C y nuevamente a 24° C. Estabilizado a 24° C

Se observa que después de variar la temperatura, y realizar varios ciclos completos e internos, el área que encierra el ciclo deja de ser dependiente de la temperatura.

Finalmente concluímos que el área de histéresis del material, cuando este es considerado estable depende de la temperatura a la que fue realizado el ciclado, siendo mayor para temperaturas menores.

3.4.2 Ciclos internos. Distintas amplitudes

Cuando un fenómeno aleatorio como un movimiento sísmico solicite a un alambre de NiTi, lo más probable es que este no realice ciclos completos como los estudiados hasta aquí. Es importante conocer la conducta del material cuando sufre por ejemplo ciclos internos. Entonces se continuaron los ensayos realizando una serie de ciclos internos observando la influencia en la energía disipada para diferentes valores de amplitud. El procedimiento fue el siguiente: sobre la muestra estabilizada se extiende el alambre hasta la mitad del plateau superior y se configuran ambos límites por posición, definiendo las amplitudes deseadas. Se realizan de 3 a 5 ciclos antes de detener el cabezal. Sobre el último de estos ciclos se analizan los valores de disipación. Los diagramas lucen como en la figura 3.18

Se realizó este barrido en amplitudes con las tres muestras estabilizadas en 30°, 40° y 24° C. A fines comparativos y refiriéndonos al estabilizado a 30° C, contamos con resultados de un experimento anterior al programa realizado sobre una muestra idéntica, a misma temperatura con una historia similar en la misma máquina. Resulta interesante la coincidencia de los valores de ΔW , W y SDC obtenidos en ambos experimentos, que se muestran en las figuras 3.19 y 3.20. Observando los ciclos completos de referencia de los cuales se parte en el experimento anterior y en el descrito (figura 3.21), es claro que la comparación es posible.





figura 3.21. Ciclos de referencia para los datos comparados

En la figura 3.22 se muestran juntos los valores del SDC obtenidos a diferentes temperaturas. La temperatura a la cual se hicieron los ciclos es la misma del estabilizado



figura 3.22. SDC en ciclos internos en función de la amplitud, para varias temperaturas

Las temperaturas de los barridos de amplitud hasta aquí siempre fueron las de estabilizado. Sólo en el alambre estabilizado a 24º C se realizó el barrido de amplitudes a distintas temperaturas que la del ciclado de estabilización. Los resultados se ilustran en la figura 3.23



Figura 3.23. SDC en función de la amplitud, para distintas temperaturas. Estabilizado a 24º C

En todos los casos la dependencia del SDC con la amplitud tiende a un valor constante. Esto es consecuente con el hecho de que cuando los ciclos incluyen tramos de los plateau de transformación, el SDC es el cociente entre las áreas de 2 rectángulos, $\Delta W y$ W, proporcionales a la amplitud. También el SDC es menor para temperaturas mayores, a causa de que el área del rectángulo correspondiente a W aumenta mientras que el área del rectángulo correspondiente a del según lo observado se mantiene constante o disminuye.

3.4.3 Ciclos internos. Distintas velocidades

Los ciclos realizados hasta aquí fueron hechos con velocidad de cabezal constante de 1 mm/min. Algo que tienen en común es que se mantienen confinados dentro del ciclo completo definido tras el estabilizado. Por ahora diremos que una mayor velocidad de deformación implica que la transformación se da en menos tiempo, dificultando la disipación del calor generado y por ende aumentando la temperatura del alambre. Debido a la relación de Clausius-Clapeyron se produce un aumento en la tensión de equilibrio. Entonces, los ciclos internos realizados a mayores velocidades podrían sobrepasar los límites de tensión definidos por el ciclo completo

Se realizó un barrido de velocidades de 0.5 mm/min a 300mm/min con una amplitud de 2 mm en los alambres estabilizados a 30° C, 40° C y 24° C a las respectivas temperaturas de estabilizado. Para el alambre a 30° C se midieron también los ciclos de 1mm y 4 mm de amplitud. El procedimiento fue similar al del barrido de amplitudes, se configuró la velocidad del cabezal, se realizaron de 2 a 5 ciclos y luego se procesaron los datos del último de los ciclos. Se repitió esta secuencia de velocidades para amplitudes de 4 mm en el alambre ciclado a 30° C. Se puede ver en la figura 3.24 el comportamiento del material estabilizado a 24° C y en la figura 3.25 los ciclos de la probeta estabilizada a 30° C para 3 mm de amplitud, hasta la series de 50 mm/min. Existe una velocidad de travesaño límite a partir de la cual surgen limitaciones en el control del equipo electromecánico



utilizado . Por ello presentamos aqui datos hasta una velocidad de 50mm/min en 1 ciclos de 1 mm de amplitud y hasta 100 mm/min en ciclos de 2mm y 4 mm de amplitud

figura 3.24. Ciclado para distintas velocidades



figura 3.25. Ciclado para distintas velocidades

Se reunieron los datos obtenidos a 30° C en las figuras 3.27 y 3.28 que muestran el valor del SDC en función de la velocidad y de la frecuencia. En la figura 3.29 se comparan los valores de SDC de los ciclos de 2 mm de amplitud medidos en las 3 temperaturas. Como son de misma amplitud se pueden leer en función de la velocidad o de la frecuencia en el mismo gráfico. A mayores amplitudes, la manera en que varía la forma de un ciclo está relacionada con la velocidad de deformación y no con la frecuencia. Para amplitudes de deformación y no con la frecuencia con la velocidad de deformación y no con la frecuencia.



Figura 3.26. Los ciclos a velocidades mayores a 50mm/min fueron descartados

Un punto importante en estos ensayos es notar que el área en la histéresis ΔW alcanza un máximo y luego disminuye. La energía recuperada W alcanza un mínimo, y luego vuelve a aumentar. Esto implica la existencia de una velocidad (o frecuencia) óptima para la cual el SDC se maximiza. Se nota la existencia de este valor óptimo, y además se ve que ocurre a velocidades mayores para mayores amplitudes. Esta resultado coincide con lo reportado para experimentos similares relizados por Piedboeuf et al. (1998)[17] en alambres superelásticos de 0.1mm de diámetro.



Figura 3.27. Factor de disipación vs. Velocidad de estiramiento



figura 3.28. Factor de disipación vs. Frecuencia de ciclado a 30º C



figura 3.29. SDC en función de velocidad y frecuencia para varias temperaturas

Para analizar la conducta del material a mayores velocidades se hizo uso de la máquina de ensayos MTS. Se pudo ensayar una probeta idéntica a las anteriores a velocidades de deformación de hasta de 1500 mm/min en ciclos internos de 2 y 3 mm de amplitud. Se controló el desplazamiento del pistón, limitándose el ciclo con dos posiciones, ya que con esta máquina no era posible combinar un modo de control (desplazamiento) con otra variable para definir los límites (fuerza). Los ensayos se realizaron a 20° C, que era la temperatura mantenida en la sala. La limitación en este ensayo estaba dada por la velocidad de adquisición permitida por el procesador de la computadora. Los ciclos a velocidades más grandes contaron con pocos puntos, con la consecuente pérdida de precisión en el cálculo de W, Δ W y SDC. No obstante se puede obtener una perfecta apreciación cualitativa de la influencia de la velocidad de deformación en la histéresis en las figuras 3.30 y 3.31.



figura 3.30. Evolución de la forma de los ciclos de 1 a 1500 mm/min.

En el último ciclo obtenido la cantidad de puntos es insuficiente para apreciar la forma correcta. Debemos restarle crédito.



figura 3.31. Evolución de la forma de los ciclos de 10 a 1000 mm/min.

Igual que el la figura anterior, decidimos no incluir el último ciclo al tratamiento de datos. En virtud de la claridad se comparan los ciclos obtenidos con velocidades extremas para observar los niveles de tensión entre los cuales se desarrollan todos los demás ciclos en la figura 3.32. En la figura 3.33 se pueden ver los ciclos superpuestos en un gráfico 3D.



Figura 3.32. Ciclos obtenidos a velocidades extremas. Amplitud = 2mm



figura 3.33. Ciclos de la figura 3.31 superpuestos

También se incluyen los valores de SDC de los ciclos para ambas amplitudes ensayadas en la figura 3.34



figura 3.34. SDC en función de la velocidad y frecuencia del NiTi ensayado en la máquina MTS

Para resumir los resultados, lo que se observa es una disminución del valor del SDC con la frecuencia o la velocidad, aunque, aparentemente esta dependencia no es fuerte para las mayores frecuencias exploradas. Esta observación coincide con la de Castellano *et al* [7] quienes en ensayos sobre dispositivos ya diseñados notó la independencia con la frecuencia en un rango de 1 a 4 Hz.. Un valor de SDC de 0.4 para estas frecuencias significa una excelente capacidad de disipación.

3.4.4 Ciclos completos con detenimiento

Se realizaron ciclos completos con detenimientos durante la carga y durante la descarga, para velocidades de 0.1, 1, 2 y 5 mm/min en un alambre estabilizado a 30° C. Se controla la velocidad del cabezal constante, hasta los 2.7 mm de extensión, donde se detiene durante 5 minutos. Luego, se reinicia el movimiento deteniéndose nuevamente en 3.7 y 4.7 mm con el mismo tiempo de parada. Se llega a 5.7 mm y se comienza la descarga. Durante la descarga también se controla la velocidad del cabezal, y las detenciones se

producen en 4.2, 3.2 y 2.2 mm. Se nota en la figura 3.35 que el material relaja la tensión cuando se está estirando y que aumenta la misma cuando está recuperando. Esto se debe fundamentalmente a efectos térmicos. Cuando la velocidad de estiramiento es grande, el calor generado calienta al alambre y este eleva su tensión. Entonces al producirse el detenimiento, el alambre se enfría, relajándose. Análogamente, al producirse la transformación hacia austenita el material absorbe calor, y está mas frío que sus alrededores. Por lo tanto cuando se detiene la transformación se produce un aumento en la tensión, pues el material se calienta.

Por ejemplo, para una velocidad de estiramiento de 5 mm/min se observa un relajamiento de 10 N. Esto equivale aproximadamente a 8º C para un coeficiente de Clausius-Clapeyron de 6.5 MPa/º C. Para verificar esto mismo sería necesaria una probeta de mayor sección para poder soldar termocuplas sin afectar el perfil de temperaturas.

Podemos hablar de dos situaciones extremas. El ciclo isotérmico, donde el calor se genera o absorbe con tan poca velocidad que es disipado hacia los alrededores permaneciendo la temperatura sin modificarse, y el ciclo adiabático, donde todo el calor que se genera aumenta la temperatura del alambre, sin interactuar con el medio. Entre estas dos situaciones están todos los ciclos realizados. Vemos que a 0.1 mm /min tenemos una situación prácticamente isotérmica, ya que no se observan relajamientos o tensionados asociados a los detenimientos. A medida que aumenta la velocidad, las variaciones de tensiones son mayores después de cada detenimiento. Al reiniciar el movimiento parece alcanzarse un valor estacionario dado por el ciclo completo asociado que depende de la velocidad de deformación. Obviamente, este valor implica el equilibrio entre las tasas de generación y las tasas de disipación del calor, y su existencia depende de cuanto se prolongue la transformación. Para las velocidades ensayadas se alcanza el valor estacionario en casi todos los casos. Este valor estacionario corresponde al que alcanza el material en el ciclo completo asociado como se ve en la figura 3.36 para una velocidad de 2 mm/min del cabezal. Esto último no es cierto en los tramos finales de trasformación, tanto martensítica como austenítica, pero en esas regiones la trasformación esta dominada por el estado tensional complejo generado por los agarres. Un análisis térmico se realizará mas adelante en la sección 4.2.



figura 3.35. Ciclos completos con detenimiento.



figura 3.36. Ciclo completo y con detenimiento superpuestos.

3.4.5 Ciclos parciales

Con el mismo alambre con el que se realizaron los ciclos completos con detenimiento se hicieron una serie de ciclos parciales para velocidades del cabezal de 1, 2 y 5 mm/min a 30 ° C. El objetivo era comparar entre los ciclos de igual velocidad, la forma en la que se empalma el tramo de deformación elástica con el de transformación, tanto al extender como al relajar el material. Esto sería para dar sustento a la explicación del origen básicamente térmico de la curva que empalma los dos tramos observada en cualquier ciclo superelástico. Los ciclos se hicieron desde el límite inferior definido con fuerza (10 N), hasta de 2.7, 3.7 y 4.7 mm y desde el límite superior definido en una extensión de 5.7 mm hasta extensiones de 4.2, 3.2 y 2.2 mm. Los ciclos obtenidos se muestran en la figura 3.37.

Sólo para velocidades de 1 mm/min se observa una correspondencia clara entre los distintos empalmes. En la figura 3.38 se superponen las 3 curvas de los empalmes contenidas en los puntos correspondientes a 80 segundos posteriores a la inversión del movimiento para ambas series de ciclos parciales.

Se hacen coincidir los puntos donde se invierte la dirección de deformación para observar en función de la posición y por ende del tiempo, como en cada uno de los casos se alcanza un valor estacionario de tensiones, o mejor, una recta, que indica el plateau correspondiente al ciclo completo. Por ahora solo diremos que en el resto de las velocidades, donde los empalmes no eran equiparables podrían pesar más los efectos de borde, como la posición de las interfases respecto de los agarres o la interacción entre eventuales pares de frentes de martensita.

Finalmente, una de las causas por las cuales se usa en los diagramas la extensión y no la deformación, o la velocidad del cabezal y no la velocidad de deformación promedio, es precisamente la existencia de estos empalmes. Si existiera una semejanza, podríamos pensar que en un alambre del doble de longitud, este empalme se desarrollará en el doble de extensión. Pero vemos que la naturaleza térmica de los mismos implica que la forma del empalme dependa de la relación generación de calor/ disipación de calor.



figura 3.37. Ciclos parciales con diferentes velocidades del cabezal



figura 3.38. Empalmes de tramos de deformación elástica y transformación superpuestos en los ciclos parciales a 1 mm/min

3.4.6 Estabilidad a largo plazo

Una situación posible es que un alambre de NiTi, quede bajo tensión después de haber actuado, y se mantenga así durante prolongados períodos de tiempo. Cuando el nivel de tensiones alcanzado es tal que quedan coexistiendo martensita y austenita, se han observado cambios en los ciclos posteriores a este detenimiento. En la serie de experimentos de los alambres estabilizados a 40 y 24 ° C, se dejó la muestra bajo tensión durante aproximadamente 63 hs. En el caso del alambre estabilizado a 40° C el "envejecido" se realizó a 50° C, y en el estabilizado a 24° C se lo envejeció a 30° C. De los ciclos obtenidos, se deduce que la porción de NiTi, que envejeció en austenita, al continuar estirándose el alambre, presenta una mayor tensión, indicando una estabilización de la fase. Al relajar, se observa que cuando comienza a retransformar la martensita que envejeció como tal, la tensión necesaria para proseguir disminuye (figura 3.39). En principio los tramos de alambre que permanecieron sin transformar desean "permanecer" en esos estados dificultando los caminos de la transformario. Esta modificación de los diagramas parece desaparecer en el ciclado posterior como indican los ciclos de figura 3.40



figura 3.40. Efecto del ciclado posterior al envejecido

3.5 Conclusiones de los ensayos de caracterización

Si bien fuimos destacando conclusiones parciales a medida que expusimos resultados, vamos a reunir en esta sección a modo de conclusión general los resultados relevantes que arrojó esta etapa del trabajo.

En primer lugar, los niveles de tensión y el área de histéresis pseudoelástica disminuyen con el ciclado mientras que la deformación residual aumenta. Todas estas variables tienden a valores estables. La temperatura a la que se realiza el ciclado de estabilización define el ancho de histéresis de las tensiones y por ende el área del ciclo. Estos valores parecen permanecer incluso variando la temperatura posteriormente al ciclado. Entonces podrían disponer alambres de NiTi, del mismo tamaño, estabilizados a distintas temperaturas, que manejen diferentes regímenes de trabajo.

En cuanto a los ciclos internos, se espera que ciclos con menor histéresis de tensiones los alambres comiencen a trabajar para ciclos de menor amplitud. Esto no fue verificado en esta etapa de manera contundente.

Los ciclos a distintas velocidades verifican la existencia de valores para los cuales se maximiza la capacidad disipativa. Los valores de velocidad o frecuencia a los cuales se detectan, si bien varían con la temperatura y la amplitud, parecen pequeños para que los dispositivos operen bajo esta condición óptima. El resultado más importante es el valor del SDC de 0.4 medido a grandes velocidades (1000 mm/min) en la máquina MTS, correspondiendo aparentemente a un régimen independiente de la velocidad.

Los ensayos con detenimiento indican que deben esperarse variaciones de tensión de los alambres mayores mientras mayores sean las velocidades de deformación. Usaremos estos datos experimentales en otro análisis mas adelante. Los ciclos con detenimiento parciales explican la naturaleza térmica del empalme entre la deformación elástica y la transformación.

Por último, pensando en largos períodos de inactividad, si en el material permanecen coexistiendo las dos fases, bajo un estado de carga, se produce una "estabilización" de cada una de ellas, precisando mayor tensión para aumentar la cantidad de martensita, y una menor tensión para continuar retransformando a austenita.

Capítulo 4

Aspectos térmicos

Nomeclatura de esta sección (* datos del material extraídos de jmmedical [19]) *K*: Conductividad térmica del NiTi: austenita*: $18 \frac{W}{mK}$. martensita: $9 \frac{W}{mK}$ A: Sección Transversal del alambre = $1.96 \times 10^{-7} \text{ m}^2$ h: Coeficiente de convección = $300 \frac{W}{m^2 K}$; $30 \frac{W}{m^2 K}$ P: perímetro de la sección Transversal = $1.57 \times 10^{-3} \text{m}$ T_∞: Temperatura en la cámara = 30° C. ρ : densidad del NiTi* = $6450 \frac{Kg}{m^3}$ *L*: Calor latente de transformación por unidad de volumen* = $156.04 \times 10^6 \frac{J}{m^3}$ *C*: Calor específico del NiTi* = $837.1 \frac{J}{Kg \cdot K}$ *L_{probeta}*: Longitud entre mordazas de la probeta = 75 mm. $\varepsilon_{plateau}$: Deformación promedio del NiTi durante el desarrollo del plateau = 0.53V: Velocidad del cabezal en mm/min *v*: Velocidad de interfase móvil en m/s Una vez culminado el programa experimental y tratados los datos obtenidos, es necesario continuar con la interpretación para extrapolar el comportamiento a situaciones no ensayadas. Como ya se discutió, tienen mucho que ver con la conducta del material las condiciones de transferencia de calor, y los aspectos térmicos en general. Por lo tanto, en este capítulo se analiza el problema analizando las condiciones termodinámicas del material y del entorno.

4.1 Evaluación de la relación entre tensiones y temperaturas

Como hemos mencionado, las características de los ciclos están dominadas por la interacción entre la tensión de equilibrio y la temperatura alcanzada en las interfases. La velocidad con que avanza la transformación, la ubicación de los frentes de martensita, y la disipación de calor con los alrededores condicionan la transferencia de calor. Resulta importante evaluar el coeficiente de Clausius-Clapeyron y como influiría ante hipotéticos cambios de temperatura que existan donde este situado un dispositivo.

Si recordamos la represión que relaciona tensiones de equilibrio con las temperaturas:

$$\Delta \sigma = \Delta T \cdot C \ (4.1)$$

Donde "C" es el coeficiente de Clausius-Clapeyron.

Un valor de este coeficiente se puede calcular ajustando los puntos de tensiones de transformación en función de la temperatura de la figura 3.12. En efecto obtenemos 6.76 MPa / ° C en la tensión de transformación austenita-martensita, y la extrapolación corta al eje de las temperaturas en -18.94 ° C, indicando a esta como la temperatura de comienzo de la transformación martensítica para el material libre de cargas. Al ajustar las tensiones de transformación martensita-austenita obtenemos 6.903 MPa/ ° C y extrapolando obtenemos -2.5 ° C como la temperatura del fin de transformación austenítica sin aplicación de cargas.

Por otro lado, si graficamos las tensiones desarrolladas en función de la temperatura de la cámara (aquí se asume que el alambre de poca masa, se termaliza rápidamente) al detenerse el movimiento del cabezal y configurar otra temperatura de control, podríamos calcular una dependencia de las tensiones con la temperatura.

En la figura 4.1 se incluyen 4 registros realizado a lo largo de los ensayos. Corresponden a calentamientos o enfriamientos indicados. Se nota que no poseen todos la misma pendiente. Ocurre que dependiendo de la posición del diagrama desde donde se comience el cambio de temperatura, distinta será la respuesta del material al movimiento ocasionado por la dilatación-contracción térmica que sufran los soportes. Por ejemplo, si el estado del alambre está sobre el plateau superior, y comienza a aumentar la temperatura del ambiente, las mordazas, de acero, se expandirán, y se reducirá la distancia actual del alambre. Estando en esa posición, un acortamiento implica un descenso de tensión hacia adentro del loop de histéresis como se ve en la figura 4.2. El resultado global es que la tensión en el alambre varía menos con la temperatura. Es decir se miden coeficientes menores de Clauisus-Clapeyron. Análogamente, si desciende la temperatura, los agarres se contraen aumentando la longitud del alambre con el consecuente aumento de tensión, ubicando el equilibrio adentro del loop. También estos registros mostrarían una menor dependencia de las tensiones con las temperaturas. Este análisis no es superfluo, ya que en vistas a las aplicaciones del material, deberá tenerse en cuenta el comportamiento de los soportes del dispositivo además del material propio.



figura 4.1. Evolución de la fuerza desarrollada con la temperatura. (CC = coef. Clausius-Clapeyon)



figura 4.2. "El valor del CC calculado sería menor en este caso"

En la tabla III se sumarizan los valores obtenidos y la circunstancia en la que se evaluó.

Tabla III. Diferentes valores del coeficiente de Clausius -Clapeyron				
N	Condición	Referencia	Coef. de CC. [MPa/°C]	
1	tensión trans. a-m	Figura(3.12)	6.76	
2	tensión trans. m-a	Figura(3.12)	6.9	
3	Enfriamiento 50-30° C sobre plateau superior	Figura (4.1). Curva roja	6.86	
4	Calentamiento 30-40° C desde plateau inferior	Figura (4.1). Curva naranja	6.27	

Tabla III (continuación)				
5	Calentamiento 40-50° C desde plateau superior	Figura (4.1). Curva verde	4.23	
6	Calentamiento 20-40° C sobre plateau superior	Figura (4.1). Curva magenta	4.68	

4.2 Problema de transferencia

Hasta aquí hemos tratado la relación entre las temperaturas y las tensiones pero no con la velocidad de deformación. Es decir, vimos la influencia que tiene la temperatura en la condición estática del material. Pero sabemos que cuando se deforma el material de manera tal que se den las transformaciones, se desplazan uno o varias interfases de austenitamartensita, desde donde se libera o absorbe calor. Las tensiones de equilibrio dependen de las temperaturas alcanzadas en estos frentes. Entonces debido a esta interacción destacamos las siguientes observaciones:

1) Los ciclos completos, internos y parciales obtenidos a mayores velocidades del cabezal presentaban mayores tensiones en el plateau superior y menores en el plateau inferior

2) En los ciclos internos a distintas velocidades las máximas tensiones obtenidas no crecían indefinidamente sino que parecen alcanzar un valor máximo (figura 3.33).

3) Al detenerse el movimiento del cabezal se produce un efecto postelástico donde, disminuye la tensión si el ciclo estaba sobre el plateau superior o aumenta si estaba sobre el plateau inferior. Este efecto aumenta con la velocidad (figura 3.35).

4) El porcentaje de material que cambia de fase desde que comienza la transformación hasta que la tensión alcanza su estado estacionario aumenta con la velocidad de deformación. Esto se ve en los ciclos parciales de la figura 3.37 y en los ciclos completos con detenimiento de la figura 3.35.

4.2.1 Planteo del problema

Cada una de estas situaciones puede ser explicada cualitativamente considerando el flujo de calor generado o absorbido. Pero es ventajoso contar con un modelo simple para determinar la influencia de todos los mecanismos de transferencia del calor y relacionar los resultados cuantitativamente con las observaciones. Un problema importante en esto es obtener datos certeros de cantidades difíciles de determinar, como por ejemplo, el calor latente de la transformación, o el coeficiente de convección dentro de la cámara del ensayo. Obviando este detalle empezamos a modelar nuestro sistema. Se considera que el calor se genera en el lugar donde está la interfase, se transmite por conducción a lo largo de todo el alambre y por convección hacia el exterior. Los extremos se consideran adiabáticos. Entonces, en un elemento de longitud del alambre tendremos el siguiente equilibrio de calor (figura 4.3).

$$\dot{Q}_{en} + \dot{Q}_{gen} = \dot{Q}_{acum}(4.2)$$

Donde \dot{Q}_{en} es el flujo, \dot{Q}_{gen} es la tasa a la que se genera y \dot{Q}_{acum} es la tasa a la que se acumula el calor dentro del elemento.

Las expresiones de cada cantidad en función de las temperaturas, de la geometría y del material en juego son las siguientes:

$$\dot{Q}_{en} = -k \cdot A \cdot \frac{\partial T}{\partial x} \Big|_{X} + k \cdot A \cdot \frac{\partial T}{\partial x} \Big|_{X+dX} - h \cdot P \cdot dx \cdot (T - T_{\infty}) \quad (4.3)$$
$$\dot{Q}_{gen} = L \cdot v \cdot A \cdot \delta \left(x - x_{1}\right) \quad (4.4)$$
$$\dot{Q}_{acum} = \rho \cdot C \cdot A \cdot dx \cdot \frac{dT}{dt} \quad (4.5)$$



figura 4.3. Flujo de calor en el volumen diferencial

 $_{X1}$ es la coordenada del frente de martensita y v es la velocidad a la que avanza.

Entonces, reemplazando y operando tenemos:

$$\frac{k}{\rho \cdot C} \cdot \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{h \cdot P}{A \cdot \rho \cdot C} \cdot \left(T - T_{\infty}\right) + \frac{L \cdot \nu}{\rho \cdot C} \delta\left(x - x_1\right) = \frac{\partial T}{\partial t} \quad (4.6)$$

con condiciones de contorno:

$$\frac{\partial T}{\partial x}\Big|_{x=0} = \frac{\partial T}{\partial x}\Big|_{x=Lprobeta} = 0 \quad (4.7)$$

La velocidad de la interfase depende de la velocidad de deformación global y del número de frentes de martensita/austenita que estén provocando la transformación. Si asumimos que la trasformación se da por el avance de un solo frente de martensita, este recorrerá toda la probeta estirada en el tiempo donde se desarrolla el plateau superior del diagrama σ – ϵ , de unos 4 mm de longitud. Entonces la velocidad del frente sería igual a:

$$v = \frac{L_{probeta} + L_{plateau}}{t_{plateau}} = \frac{L_{probeta} + L_{plateau}}{L_{plateau}} \cdot \frac{V}{60} \cdot \frac{1}{1000} \frac{[\text{min}]}{[\text{seg}]} \frac{[\text{m}]}{[\text{mm}]} \quad (4.8)$$

 $v [m/s] = 3.29 \text{ x} 10^{-3} \text{ x } V [mm/min]$

Si existen n frentes avanzando simultáneamente, la velocidad disminuye n veces.

Antes de explicar de analizar el cálculo veamos algunas características del problema: (tomamos el h para aire en reposo)

Considerando la distribución radial de la temperatura, el número de Biot asociado sería:

$$Biot = \frac{h \cdot r_c}{k} = 4.17 \cdot 10^{-4} << 0.1 \, (4.9)$$

Con $r_c = 0.0005/2$ m. Es decir podemos asumir uniforme la distribución de la temperatura en cada sección transversal en cada instante. Por lo tanto es correcto el planteo de flujo unidimensional.

Analizando el flujo de calor en la dirección longitudinal, el número de Biot es:

$$Biot = \frac{h \cdot L_{probeta}}{k} = 0.125 \quad (4.10)$$

En el sentido longitudinal la temperatura no estará dominada por la convección. Esto es importante cuando se considera, por ejemplo, el cambio de temperaturas del alambre en un detenimiento.

Para realizar el cálculo, escogemos un método de diferencias finitas explícito. Se debe tener especial cuidado en la elección del paso del tiempo y la longitud entre nodos porque se trata de un algoritmo muy inestable [20]. Discretizamos el alambre en 100 elementos $\{0,1,\ldots,100\}$ y asumimos una temperatura representativa de cada uno. Entonces podemos plantear (4.6) para esta discretización del alambre, y del paso del tiempo (figura 4.4). Luego de operar obtenemos que, tras el tiempo Δt , la temperatura del elemento habrá cambiado:

$$\frac{\Delta t}{(\Delta x)^2} \cdot \frac{k}{\rho \cdot C} \cdot \left(T_{i+1} - 2 \cdot T_i + T_{i-1}\right) - \frac{\Delta t \cdot h \cdot P}{A \cdot C \cdot \rho} \left(T_i - T_{\infty}\right) + \frac{\Delta t}{\Delta x} \cdot \frac{L \cdot v}{C \cdot \rho} \cdot \delta_o = \Delta T_i \quad (4.11)$$

El término de la fuente, en general será nulo. Sólo aportará cuando una interfase esté atravesando el espacio entre los nodos $i \in i+1$. De las condiciones de contorno adiabáticas queda la expresión para los elementos de los extremos:

$$\frac{\Delta t}{(\Delta x)^2} \cdot \frac{k}{\rho \cdot C} \cdot (T_1 - T_0) - \frac{\Delta t \cdot h \cdot P}{A \cdot C \cdot \rho} (T_0 - T_\infty) + \frac{\Delta t}{\Delta x} \cdot \frac{L \cdot v}{C \cdot \rho} = \Delta T_0 \quad (4.12)$$

$$\frac{\Delta t}{(\Delta x)^2} \cdot \frac{k}{\rho \cdot C} \cdot \left(-T_{99} + T_{98}\right) - \frac{\Delta t \cdot h \cdot P}{A \cdot C \cdot \rho} \left(T_{99} - T_{\infty}\right) + \frac{\Delta t}{\Delta x} \cdot \frac{L \cdot \nu}{C \cdot \rho} = \Delta T_{99} \quad (4.13)$$

Según P.H. Leo [21], quien encaró el problema de modo similar, un valor aceptable para mantener la estabilidad en la solución es:

$$\frac{\Delta t}{\left(\Delta x\right)^2} \cdot \frac{k}{\rho \cdot C} = 0.1 \ (4.14)$$

Entonces, imponiendo la discretización del alambre de 75 mm, el salto tiempo quedaría fijado en 0.0126 segundos. En el método escogido se opera del siguiente modo. Se considera que la temperatura en el elemento por donde está pasando la fuente en un determinado instante aumenta su temperatura uniformemente, como dice la ecuación (4.11). Es decir, que para velocidades pequeñas, la interfase, al tardar mas tiempo en atravesar un elemento estaría aportando a la temperatura durante más pasos de cálculo que para velocidades mayores. El error que acarrea el término fuente cobra importancia si se ejecuta muchas veces y el algoritmo funciona mal. Por ejemplo entrega picos de temperatura mayores para velocidades de deformación de 10 mm/min que de 100 mm/min. La solución adoptada es calcular el paso del tiempo de modo que la transformación atraviese todo el alambre tras la misma cantidad de iteraciones. Más aún, se fija el paso del tiempo para que, según la velocidad de la fuente, esta atraviese la distancia entre 2 nodos en 50 iteraciones.



figura 4.4. Discretización del alambre y del tiempo

Entonces, tomando como condición inicial para todos los nodos la temperatura ambiente, se calcula la nueva temperatura en todos ellos cada determinado período Δt . Respecto a la interfase se considera que nuclea en uno de los extremos y se desplaza con la velocidad ya deducida en (4.8) o bien, se inducen simultáneamente dos núcleos de martensita en cada uno de los extremos, avanzando hacia el centro del alambre.

Una vez probada la estabilidad del método, se pueden desarrollar las situaciones observadas y correlacionar los resultados. Obviamente se pueden realizar simulaciones de ciclos que no fueron ensayados también.

4.2.2 Resultados

La solución del el problema permite conocer el perfil de temperaturas que tiene el alambre en cualquier instante. Más allá del análisis que se pueda realizar de estos perfiles, la temperatura relevante es la que existe en las interfases, que determinan la tensión.

En la figura (4.5) se ilustra la traza de la temperatura de las interfases tomando distintas velocidades de deformación. Estas envuelven la familia de perfiles de temperatura calculados en los distintos instantes. Esto significa que la temperatura de las interfases será la mayor durante la transformación a martensita, y será la menor durante la transformación a austenita



figura 4.5. La traza de la temperatura en la interfase "envuelve"los perfiles de temperatura

Observando estos resultados se puede definir en los calentamientos, una temperatura estacionaria, que se alcanza en las 3 velocidades. También una temperatura máxima, que ocurre cuando los dos frentes de transformación interactúan. Durante los enfriamientos también se puede hablar del establecimiento de una temperatura estacionaria. Aquí se observa este estado para 2 y 10 mm/min pero no para 100 mm/min. Por último, se observa un descenso final de la temperatura cuando se transforman los últimos volúmenes, provocado por el borde adiabático. Si el ciclo de tensión es fundamentalmente regido por fenómenos térmicos, estas 4 temperaturas serán determinantes. La simetría en los perfiles de temperatura se debe a que se plantea la nucleación simultánea de los dos frentes en los extremos. Por supuesto que esto es dificil que ocurra, pero siempre la martensita tiende a nuclearse en la zona de agarres.

Se realizaron simulaciones con 2 coeficientes de convección correspondientes a aire en reposo y a aire en movimiento. En las figura 4.6 y 4.7 se muestran las temperaturas comentadas en la figura 4.5 para velocidades desde 0.1 a 5000 mm/min.



figura 4.6. Temperaturas extremas y estacionarias calculadas durante las transformaciones a distintas velocidades. ($h = 300 \text{ W/m}^2\text{K}$)



figura 4.7. Temperaturas extremas y estacionarias calculadas durante las transformaciones a distintas velocidades. ($h = 30 \text{ W/m}^2\text{K}$)

Se observa una evolución lineal de las temperaturas (Escala logarítmica). Luego Se alcanzan valores máximos en las temperaturas del plateau superior y mínimos en las temperaturas del plateau inferior, hasta que en los últimos tramos de las curvas los valores tienden a ser constantes. Claramente, esto último tiene que ver con que el experimento pasa a ser adiabático, y las temperaturas están dominadas por el calor liberado o absorbido.

La tensión desarrollada por el alambre está dada por la temperatura en la interfase, que es la mas alta en el caso de una transformación martensítica, y es la menor en el caso de una transformación austenítica. Uno podría relacionar las temperaturas de las figuras 4.6 y 4.7 con las tensiones máximas y mínimas para cada velocidad. Se puede deducir la existencia de una velocidad a la cual se da la mayor histéresis de tensiones, que estaría directamente relacionado con un máximo en la capacidad disipativa.

Vemos que el coeficiente de convección afecta fuertemente la velocidad para la cual se daría la mayor diferencia de tensiones. Sin embargo se puede ver que las tensiones máximas y mínimas alcanzadas son independientes del valor de h.

4.2.3 Ajuste del coeficiente de convección h

Entonces el tramo lineal explicaría los ciclos con detenimiento de la figura 3.35. Allí veíamos que las tensiones se despegaban del ciclo isotérmico a medida que aumentaba la velocidad del cabezal. Luego, durante los detenimientos, el alambre se enfría, mostrando mayores relajamientos después de estirarse a mayor velocidad. Vamos a utilizar uno de estos enfriamientos para obtener un valor del h adecuado, ya que fue escogido sin mayores consideraciones. Para esto se realiza el ajuste de los puntos experimentales obtenidos en los ciclos con detenimiento, con los resultados de las simulaciones tomando distintos valores de h. Se traducen las fuerzas medidas a temperaturas utilizando un coeficiente de Clausius-Clapeyron de 6.7 MPa/° C, tomando como 30 ° C el valor asintótico. En la figura 4.8 están comparados los puntos experimentales y las simulaciones habiendo resultando $h = 60 \frac{W}{m^2 K}$. Teniendo en cuenta que dentro de la cámara el aire es circulado constantemente por un ventilador para homogeneizar la temperatura, resulta un valor

constantemente por un ventilador para homogeneizar la temperatura, resulta un valor razonable



Con estos valores de h y del coeficiente de clausius clapeyron se pueden simular ciclos internos equivalentes a los ensayados y verificar la naturaleza térmica del máximo registrado en el área de la histéresis.

4.2.4 Simulación de ciclos internos para distintas velocidades

Considerando siempre la acción de dos frentes simultáneos, es posible traducir los resultados de temperatura en tensiones alcanzadas durante ambas transformaciones. Para esto suponemos que cualquier ciclo superelástico tiene una histéresis intrínseca de la transformación, observada en un experimento isotérmico, más un incremento de tensiones provocado por el autocalentamiento (autoenfriamiento) que se produce al liberarse (absorberse) calor. Entonces la tensión a partir de la temperatura es:

$$\sigma_{a-m} = \sigma_{a-m}^{iso} + C \cdot T[{}^{\circ}C] (4.15)$$

$$\sigma_{m-a} = \sigma_{m-a}^{iso} - C \cdot T[{}^{\circ}C] (4.16)$$

con σ_{a-m}^{iso} como la tensión de transformación del ciclo isotérmico y C el coeficiente de Clausius Clapeyron.

Mediante este cálculo esperamos obtener una correspondencia con los experimentos realizados. Esto es, en aspectos cualitativos como puede ser la evolución de la forma de los ciclos, como también en algún nivel razonable de equivalencia numérica, como puede ser el valor de la velocidad para la cual se dá la mayor área de histéresis.

Para eso vamos a tomar como ciclos isotérmicos, los medidos a 30 ° C a una velocidad del cabezal de 0.1 mm/min y como coeficiente de Clausius Clapeyron 6.7 MPa/° C. En el ciclo isotérmico se atribuyen 316 MPa a la tensión de transformación martensítica, supuesta constante y 244 MPa a la de transformación austenítica. Para relacionar los porcentajes de martensita con la deformación global del alambre y poder equiparar los ciclos de tensión deformación medidos y simulados también tomamos el ciclo a 0.1 mm/min. Se considera una relación lineal entre la extensión del alambre y el porcentaje de martensita. Se simulan entonces, 10 ciclos para cada velocidad de deformación. En la figura 4.9 incluímos los ciclos obtenidos.



figura 4.9 ciclos internos simulados. Velocidades en mm/min

Al analizar estos resultados lo natural sería compararlos con los ciclos medidos durante la caracterización, por ejemplo los de la figura 3.24. En ese sentido, tenemos una coherencia cualitativa de como evolucionan con la velocidad. No se observa un acuerdo entre la velocidad para la cual se obtiene la mayor área. También en los experimentos se observa un punto de inflexión en el plateau superior que no se ve en los ciclos simulados. Esta inflexión se correspondería en un aumento de temperatura extra ocasionado por la interacción entre los frentes de martensita, que no se da en las simulaciones. Puede ser posible que no estén bien deducidos las posiciones finales de los frentes de martensita para las simulaciones. O en realidad puede ocurrir algún otro efecto no considerado como la nucleación de nuevos frentres, etc.

4.3 Conclusiones del análisis térmico

En realidad abarcamos en este capítulo tareas correspondientes a distintas etapas del trabajo. Todas tienen en común las relaciones entre la tensión desarrollada y la temperatura del material. Pero podríamos hablar de la sección 4.1 como un apéndice de la caracterización, y de la sección 4.2 como aportes a los modelos de superelasticidad.

En la primer sección se plantean situaciones donde el alambre experimente diferentes variaciones de tensión para una misma variación de la temperatura , dependiendo de su estado. Esta consecuencia debe tenerse en cuenta a la hora de diseñar, no sólo el dispositivo sino también la manera de anclarlo. Debe considerarse como margen de error, y por ende reducirlo. El hecho de que sea aleatoria la posición final del alambre despues de un movimiento hacen imposible predecir el coeficiente efectivo de Clausius-Clapeyron.

Luego, al encarar el problema de transferencia de calor, se explican desde los resultados de las simulaciones los experimentos isotérmicos y adiabáticos. También se explica la existencia de una velocidad óptima para el área de histéresis. El compromiso entre la conducción de calor que tiende a difundir la temperatura, la convección que tiende a equilibrar el alambre con el ambiente y la generación/absorción del calor latente de transformación explican los efectos observados. Por último, se simulan ciclos internos con el fin de compararlos con los experimentales. Si bien existen algunas diferencias cualitativas, se trata de un buen punto de partida para continuar perfeccionando un modelo que tenga en cuenta la dependencia del ciclo con la velocidad de deformación.

Capítulo 5

Estudio sobre un prototipo

Aún sin tener un completo conocimiento acerca de la conducta del material ante situaciones de trabajo, y de variables que se ven afectadas en períodos de largo plazo las técnicas del control estructural han incorporado las SMA en sus diseños. Más aún, los programas de cálculo y diseño comerciales ya tienen incorporados a sus rutinas de cálculo los lazos de histéresis que tienen los elementos superelásticos. Pero esto no representa un problema en si. Sólo es parte del desarrollo tecnológico y en todo caso impulsa a quienes realizan los estudios de caracterización de materiales a estudiar tal o cual efecto de manera de hacer lo más previsibles posibles a los materiales. Son dos áreas que se retroalimentan. Por eso en este trabajo de ingeniería se incluye un problema concreto de vibraciones, que tiene como fin validar las condiciones del NiTi como amortiguador.

El rango de frecuencias en el cual el efecto superelástico de las SMA, en particular del NiTi, presentan mayor capacidad disipativa es por debajo de los 10 Hz., coincidiendo con el rango de interés para las aplicaciones sísmicas.

El caso de estudio se trata de una estructura como la de la figura 5.1. Es un pórtico donde la viga horizontal posee una sección y un momento de inercia sustancialmente mayor que las columnas. Los tensores tienen en el tramo central alambres de SMA que, oportunamente, al deformarse actuarán como disipadores de energía. Un movimiento sísmico implica un desplazamiento relativo entre el suelo y la estructura. Este desplazamiento constituye la demanda para los miembros flexibles del pórtico y para las uniones rígidas que estén por encima.



5.1 Planteo del problema

5.1.1 Sistemas elásticos con amortiguamiento viscoso

Para estudiar el caso se modela un sistema *linealizado* con un grado de libertad (SDOF)[22] equivalente. Con este fin, asumimos que:

1) toda la masa se concentra sobre la estructura (los elementos elásticos y disipadores no poseen masa) [23];

2) que la amplitud de los movimientos resultantes es pequeña comparada con las dimensiones de los miembros;

3) Son despreciables las aceleraciones, velocidades y desplazamientos desarrollados en la dirección vertical

Nos concentramos entonces en un sistema equivalente como el de la figura 5.2.



Figura 5.2. Sistema Equivalente de 1 grado de libertad (SDOF)

Deducimos las ecuaciones diferenciales que rigen el problema:

Sobre la masa M tenemos que:

$$F_{in} + F_f + F_{el} = F_{ext} \quad (5.1)$$

Donde:

 F_{in} : Fuerzas inerciales = $M \cdot (\ddot{x} + \ddot{x}_b)$, siendo M la masa del sistema

 F_f Fuerzas viscosas = $C \cdot \dot{x}$, siendo C el coeficiente de amortiguamiento viscoso

 F_{el} : Fuerzas elásticas = $K \cdot x$, siendo K la rigidez equivalente del sistema

F_{ext}: Fuerzas aplicadas.

Ante la ocurrencia de un evento sísmico, las fuerza externas aplicadas serán cero. El equilibrio de fuerzas planteado desde un sistema inercial sería:

$$\ddot{x} + x_b(t) + \frac{C}{M}\dot{x} + \frac{K}{M}x = 0$$
 (5.2)

La acción externa se verá reflejada en el movimiento impuesto del suelo $x_b(t)$. Rescribimos (5.2) como:

$$\ddot{x} + \frac{C}{M}\dot{x} + \frac{K}{M}x = -x_b(t) \quad (5.3)$$

Suponemos que la entrada es un movimiento armónico simple con frecuencia $\omega = 2 \cdot \pi \cdot f$:

$$x_{h}(t) = X_{h} \cdot \cos(\omega \cdot t) \quad (5.4)$$

Entonces, la solución de (5.3) está compuesta por una solución homogénea mas una particular.

Solución homogénea (oscilación libre):

$$x_{\text{hom}} = C_1 \exp(\lambda_1 \cdot t) + C_2 \exp(\lambda_2 \cdot t) \quad (5.5)$$

Las raíces de la ecuación característica son:

$$\lambda_{1,2} = -\frac{C}{2M} \pm \sqrt{\left(\frac{C}{2M}\right)^2 - \frac{K}{M}} \quad (5.6)$$

El signo siempre negativo del primer término indica la atenuación de las amplitudes en una oscilación libre. La relación entre C, M y K determina si el movimiento será una oscilación atenuada (sistema subamortiguado), o la masa se dirige hacia el equilibrio sin oscilar (superamortiguado) es decir si $C < o > 2 \cdot \sqrt{K \cdot M}$.

Solución particular:

Planteamos:

$$x_{part} = X_p \cdot \cos(\omega t - \phi) \quad (5.7)$$

derivando y reemplazando en (5.3):

$$-X_{p}\cdot\omega^{2}\cdot\cos(\omega t-\phi) - \frac{C}{M}\cdot X_{p}\cdot\omega\cdot\sin(\omega t-\phi) + \frac{K}{M}\cdot X_{p}\cdot\cos(\omega t-\phi) = -X_{b}\cdot\omega^{2}\cdot\cos(\omega t)$$
(5.8)

Si valuamos (5.8) en t = 0 y t = /2:

$$-X_{p} \cdot \omega^{2} + \frac{K}{M} X_{p} = -\omega^{2} X_{b} \cdot \cos(\phi) \quad (5.9)$$
$$-\frac{C}{M} \cdot X_{p} \cdot \omega = -\omega^{2} X_{b} \cdot \sin(\phi) \quad (5.10)$$

Elevando al cuadrado y sumando obtenemos:

$$\frac{X_{p}}{X_{b}} = \frac{1}{\sqrt{\left(\frac{K}{M \cdot \omega^{2}} - 1\right)^{2} + \left(\frac{C}{M \cdot \omega}\right)^{2}}}$$
(5.11)

Ecuación equivalente a 1.6, y también:

$$tg\phi = \frac{\frac{C}{M}}{\frac{K}{M} - \omega^2}$$
(5.12)

El movimiento resultante está compuesto entonces por una senoidal atenuada correspondiente al transitorio de la solución homogénea, mas una senoidal pura correspondiente al estacionario de la solución particular.

Los valores relevantes en cuanto a la conducta dinámica de la estructura son las aceleraciones máximas registradas por la masa, y el desplazamiento relativo máximo entre la masa y el suelo. Las aceleraciones dan una idea de los esfuerzos a los que se ven sometidos los elementos de unión frágiles. Los desplazamientos relativos máximos no deberían superar los valores para los cuales los elementos elásticos entren en fluencia. Tomando nuestro modelo simple se pueden ver en la figura 5.3 los desplazamientos

relativos máximos normalizados con el desplazamiento máximo absoluto del suelo $\frac{X_p}{X_b}$ en

función de frecuencia normalizada $\frac{\omega}{\omega_0}$ con $\omega_o = \sqrt{\frac{K}{M}}$.



figura 5.3. Curvas de desplazamiento relativo máximo para distintos valores del parámetro C/M.

Otro problema de vibraciones en una estructura, que lleva a una ecuación diferencial equivalente a (5.3) y que tiene que ver con las fundaciones para máquinas rotantes es el siguiente. Suponemos el mismo pórtico presentado antes pero ahora posee un motor sobre la viga horizontal como se ve en la figura 5.4. Esta máquina tiene, por pequeña que fuere, una excentricidad; es decir, se la puede representar como una masa rotando a la misma velocidad que lo hace la máquina. Llamemos "m" a esta masa, "r" al radio de giro asociado a la excentricidad y " ω_e " a la velocidad con la que está rotando la máquina. Entonces analizamos la aceleración de la masa "m" tomando la misma concentración de parámetros que en el caso anterior analizando la figura 5.4 llegamos a:

$$\vec{R}_{abs} = \vec{R} + \vec{r} \quad (5.13)$$
$$\vec{R}_{abs} = \vec{R} + \vec{r} - \vec{\omega}_e \times \vec{r} \quad (5.14)$$
$$\vec{R}_{abs} = \vec{R} + \vec{r} - 2\vec{\omega}_e \times \vec{r} - \vec{\omega}_e \times \vec{r} - \vec{\omega}_e \times (\vec{\omega}_e \times \vec{r}) \quad (5.15)$$



Figura 5.4. Máquina rotante "desbalanceada"

Afortunadamente tanto \vec{r} como $\vec{\omega}_e$ son cero, y solo aporta el término de aceleración centrípeta. Si suponemos que la componente vertical de esta aceleración es resistida por las columnas (que no se deforman en esa dirección), entonces, el movimiento de una masa excéntrica representa una acción externa que aporta solo al movimiento horizontal. Es como si actuara una fuerza periódica de valor $f_{per} = -m \cdot r \cdot \omega^2 \cdot \cos(\omega t)$. Entonces la ecuación diferencial sería:

$$\ddot{x} + \frac{C}{M+m}\dot{x} + \frac{K}{M+m}x = -x_b(t)$$
 (5.16)

con

$$x_b(t) = -\frac{m}{M+m} \cdot r \cdot \omega^2 \cdot \cos(\omega t) \quad (5.17)$$

Entonces podemos decir que los sistemas tendrán la misma respuesta si para valores idénticos de K y C se hace:

M = M + m (5.18) y $X_{b} = -\frac{m}{M+m}r (5.19)$

5.1.2 Aporte al amortiguamiento de las SMA

Al incorporar al sistema los elementos superelásticos de SMA este deja de ser lineal. Desde que se comenzó a estudiar la superelasticidad han existido esfuerzos por desarrollar modelos que representen la conducta de estas aleaciones.

5.1.2.1 Modelos existentes de histéresis Pseudoelástica:

Se han elaborado numerosos modelos de la histéresis pseudoelástica. Pero, cada uno intenta incorporan conductas asociadas con alguna variable, y es dificil explicar constitutivamente el comportamiento de los materiales para cada una de las situaciones. Se han modelado los efectos de la temperatura, de la degradación de la histéresis con el ciclaje y de la velocidad de deformación en estudios diferentes [24].

A continuación vamos a explicar las carácterísiticas modelos no lienales que tienen en cuenta la histéresis pseudoelástica habiendo definido un ciclo límite (Boundary Histéresis Loop). No se tienen en cuenta muchas de las variables mencionadas. El objetivo es interpretar como responderían estructuras flexibles equipadas con dispositivos superelásticos.

Modelo No lineal

Propuesto por Müller y Xu. Esta descrito por la figura 5.5, y sus características incluyen:

- i) Respuesta elástica paralela (módulos equivalentes) para austenita, martensita y mezcla de ambas.
- ii) Tranformación martensítica a tensiones diferentes pero constantes
- iii) Nivel crítico de tensiones a los cuales se dispara la transformación martensítica. Este nivel decrece linealmente con z. Definición de *línea de trigger*.
- iv) Posibilidad de comportamiento elástico a partir de estados intermedios
- v) Dependencia con la velocidad de deformación despreciable



Deformación

figura 5.5. Modelo de Müller-Xu.

Es importante señalar que este modelo se desprende de experimentos sobre CuZnAl. Pero en NiTi existen otros factores que están involucrados en la superelasticidad, como la velocidad de deformación.

Quienes siguen estudiando la superelasticidad sin incorporar efectos de temperatura y velocidad de ciclado, usan este modelo base: en algunos casos se proponen curvas polinómicas que ajusten datos experimentales para definir el ciclo completo, pero se mantiene siempre el concepto de la *línea de trigger*, para explicar los ciclos internos

Se plantea que pueden existir 2 líneas de trigger independientes, una que define el comienzo de la transformación martensítica y otra que defina el comienzo de la transformación austenítica. Se dibuja el ciclo completo de manera que la longitud de los plateau sea numéricamente igual a la histéresis de tensiones. Con este esquema se caracteriza el ciclo con el ángulo α que tienen las líneas de trigger respecto de la horizontal. De esta manera se definen modelos como los de la figura 5.6 según el valor de α



figura 5.6. Diferentes ciclos internos al variar el ángulo

Si bien estos modelos suelen ser utilizados cuando se pretende analizar un problema desde la ingeniería estructural, nosotros vamos a aprovechar parte del trabajo realizado y confeccionar nuestro propio modelo simplificado de la superelasticidad.

5.1.2.2 Modelo adoptado

El modelo que vamos a adoptar es simple. Supone un ciclo determinado de tensióndeformación superelástico compuesto por tramos lineales. Supone además que este ciclo no se modifica durante la operación, ya sea por efectos térmicos o por efectos propios del ciclado de tensiones. En referencia a la figura 5.7 las leyes que rigen el comportamiento tensión-deformación son las siguientes:

1) Definición de un ciclo superelástico límite: ϵ 's y σ 's como entradas

2) El material se deforma con un módulo de elasticidad igual a un promedio entre el módulo de la martensita y de la martensita puras, ponderado con las fracciones volumétricas de cada fase. Se deduce geométricamente uniendo el punto que representa el estado del alambre con el polo "O"

3) Si se está alargando, el alambre aumenta su tensión hasta cruzar la línea de transformación a-m. Entonces se continuará alargando con el módulo dado por esa pendiente. Cuando se encoge, puede relajar su tensión hasta cruzar la línea de transformación m-a. Esta pendiente será el módulo para la retransformación si continúa encogiéndose. Solo se transforma cuando alcanza esas líneas.


Entonces, para determinar la rigidez instantánea del alambre debemos conocer no solo su posición sino también su velocidad, o el signo de esta más precisamente.

figura 5.7. Ciclo superelástico para el modelo adoptado

Descartamos la posibilidad de expresar la rigidez como función analítica de la posición y la velocidad porque como se ve en la figura 5.7 un alambre puede tener la misma deformación y el mismo signo de velocidad de deformación para un intervalo de tensiones diferentes. Por lo tanto, con este modelo no se pueden utilizar métodos numéricos implícitos con los cuales se garantizaría el problema de la estabilidad sin utilizar pasos de tiempo muy pequeños.

5.1.3 Planteo de la fuerza elástica y amortiguamiento viscoso

Ahora, reemplazamos de la ecuación (5.3) el término lineal de la fuerza elástica por otro correspondiente a la fuerza ejercida por el sistema superelástico.

$$\ddot{x} + \frac{C}{M}\dot{x} + F_e(x, sg(\dot{x}), z) = -x_b(t)$$
(5.20)

donde z es la fracción volumétrica de martensita.

Conviene formular el sistema en variables de estado:

$$\begin{cases} \dot{x}_{2} = \left(-\frac{C}{M}x_{2} - F_{e}(x_{1}, sg(x_{2}), z) - x_{b}(t)\right)\\ \dot{x}_{1} = x_{2} \end{cases}$$
(5.21)

Luego, la ecuación de diferencias adoptada es la siguiente:

$$\begin{cases} x_{2}^{i+1} = \left(-\frac{C}{M}x_{2}^{i} - F_{e}^{i} - x_{b}^{i}\right) \cdot \Delta t + x_{2}^{i} \\ x_{1}^{i+1} = x_{2}^{i} \cdot \Delta t + x_{1}^{i} \end{cases}$$
(5.22)

A partir del esquema de la figura 5.8 escribimos la fuerza elástica sobre la masa como:

$$F_e(x, sg(\dot{x}), z) = 2F_{fleje}(x) + F_{smal}(x, sg(\dot{x}), z) - F_{sma2}(x, sg(\dot{x}), z)$$
(5.23)



Figura 5.8. Esquema de fuerzas actuando sobre la masa

Para calcular la fuerza que hacen los flejes asumimos que se deforman como en la figura 5.9 ante la aparición de una fuerza horizontal F. Es decir, al estar empotrados en los extremos, se desarrollan momentos que impiden el giro en estas secciones.



Figura 5.9. Deformación del fleje

El desplazamiento horizontal relativo entre los extremos es la superposición de los desplazamientos que sufriría el fleje si se aplicara la misma fuerza (figura 5.9 b) mas un momento que haga nulo el giro de la sección en el extremo (figura 5.9 c). En nuestro caso la fuerza es aplicada por el fleje sobre la masa, y el momento es aplicado por una fuerza vertical desarrollada en el otro fleje. Esta fuerza vertical no tiene influencia en el movimiento, e implica un esfuerzo de tracción para el fleje de la izquierda y uno de compresión para el de la derecha, siempre mirando a la figura 5.1.

Entonces escribimos:

$$\begin{cases} x = x_1 - x_2(5.24) \\ 0 = \phi_1 - \phi_2(5.25) \end{cases}$$

Utilizando sólo el principio de Navier para la flexión en vigas para el cual:

$$\frac{\partial^2 x}{\partial y^2} = -\frac{M}{EI}$$
(5.26)

Tenemos

Donde E es el módulo de elasticidad, e I es el momento de inercia de la sección transversal.

Sabiendo que $M_1 = F_1 \cdot L$ y después de algunos pasos tenemos:

$$\begin{cases} x = \frac{F_1 \cdot H^3}{2 \cdot E \cdot I} - \frac{F_1 \cdot H^3}{6 \cdot E \cdot I} - \frac{M_2 \cdot H^2}{2 \cdot E \cdot I} (5.27) \\ 0 = \frac{F_1 H^2}{2 \cdot E \cdot I} - \frac{M_2 \cdot H}{E \cdot I} (5.28) \end{cases}$$

De (5.28) deducimos que $M_2 = \frac{F_1 \cdot H}{2}$. Reemplazando en (5.27) escribimos:

$$x = \frac{F_1 \cdot H^3}{12 \cdot E \cdot I} \ (5.29)$$

O bien:

$$F_{fleje}(x) = \frac{12 \cdot E \cdot I}{H^3} \cdot x \quad (5.30)$$

Quedando calculada entonces la rigidez del fleje.

La fuerza que aportan los tensores de SMA será la proyección del producto de la tensión por el área de los mismos. Observando la figura 5.8 se deducen los siguientes valores para las proyecciones:

$$F_{SMA1} = \sigma_1 \cdot A \cdot \frac{L}{\sqrt{H^2 + (L + x)^2}}$$
 (5.31)

$$F_{SMA2} = \sigma_2 \cdot A \cdot \frac{L}{\sqrt{H^2 + (L - x)^2}}$$
(5.32)

Como vamos a considerar pequeños desplazamientos (esta hipótesis ya es utilizada en el cálculo de los esfuerzos), podemos plantear (5.31) y (5.32) linealizadas en torno a x = 0;

$$F_{SMA1} = \sigma_1 \cdot A \cdot \left(\frac{L}{\sqrt{H^2 + L^2}} - \frac{L^2}{\left(H^2 + L^2\right)^{\frac{3}{2}}} x \right) (5.33)$$
$$F_{SMA2} = \sigma_2 \cdot A \cdot \left(\frac{L}{\sqrt{H^2 + L^2}} + \frac{L^2}{\left(H^2 + L^2\right)^{\frac{3}{2}}} x \right) (5.34)$$

Como vimos antes, el valor de la fuerza elástica está compuesto por la fuerza que ejercen los flejes, que es función sólo de la posición. También está la fuerza ejercida por los tensores, que como vimos es función de la posición, signo de la velocidad y porcentaje de martensita. El paso anterior a calcular la tensión es calcular la deformación que tienen los alambres. Si resulta negativa, se impone el valor cero para la tensión, reproduciendo la situación del alambre suelto. El siguiente pseudocódigo explica como se calcula la tensión:

FUNCIÓN TENSIÓ $M\sigma^{i+1}$

ENTRADAS:

Deformación ε^{i} ; Incremento en la deformación d ε^{i} ; Tensión σ^{i} , variables ciclo superelástico, deformación y tensión del polo σ_{p} , ε_{p} .

1 VELOCIDAD POSITIVA?

SI es positiva la velocidad:

ESTÁ TRANSFORMANDO?

SI:

$$\sigma^{i+1} = \sigma_{sm} + \frac{\sigma_{fm} - \sigma_{sm}}{\varepsilon_{fm} - \varepsilon_{sm}} (d\varepsilon^{i} + \varepsilon^{i} - \varepsilon_{sm})$$

NO

$$\sigma^{i+1} = \sigma^{i} + \frac{\sigma^{i} - \sigma_{p}}{\varepsilon^{i} - \varepsilon_{p}} d\varepsilon^{i}$$

NO es positiva la velocidad

ESTA RETRANSFORMANDO?

SI está retransformando:

$$\sigma^{i+1} = \sigma_{fa} + \frac{\sigma_{sa} - \sigma_{fa}}{\varepsilon_{sa} - \varepsilon_{fa}} (d\varepsilon^{i} + \varepsilon^{i} - \varepsilon_{fa})$$

NO está transformando:

$$\sigma^{i+1} = \sigma^{i} + \frac{\sigma^{i} - \sigma_{p}}{\varepsilon^{i} - \varepsilon_{p}} d\varepsilon$$

SALIDA:

Tensión σ^1

Solo queda explicar el factor de disipación viscosa. El valor de la constante C concentra el amortiguamiento que tiene la estructura proveniente del rozamiento en los anclajes y de la fricción interna de los materiales que se deforman. Se fija como un porcentaje del amortiguamiento crítico que tendría la estructura que como vimos antes (ecuación 5.6) sería $C_{critico} = 2\sqrt{M \cdot K}$. En nuestro caso tomaremos el 4 % de este valor, siendo K la rigidez que presente el pórtico estando los tensores en el campo elástico de la austenita.

5.1.4 Configuración de los parámetros

Teniendo definidos ya todos los métodos para calcular el movimiento de la masa, podemos darle valores numéricos a todos los parámetros que entraron en juego hasta aquí.

En primer lugar, las dimensiones H y L se eligen en 300 y 400 mm respectivamente, dando una hipotenusa de 500mm. Se planea que los alambres de SMA tengan 100 mm y diámetro de 0.5 mm, mientras que el resto sea de alambre de acero, considerado rígido frente a la SMA. La masa M en movimiento se elige de 5 kg, concentrando todo el peso de la estructura.

Los flejes son de acero SAE 1020 de sección rectangular de 30 x 1 mm, arrojando un área de 30 mm² y un momento de inercia respecto del eje mayor de 2.5 mm⁴. El módulo elástico del acero es de 210 GPa.

Entonces la fuerza ejercida por el fleje, reemplazando en (5.30) será:

$$F_{fleie}[N] = 233.33 \cdot x[m]$$

Los valores que definen el ciclo superelástico se toman en referencia al ciclo experimental de la figura 3.15 medido a 24 ° C a una velocidad del cabezal de 1 mm/min donde:

 $\sigma_{\rm sm}$ = 295.66 MPa; $\epsilon_{\rm sm}$ = 0.0092;

 $σ_{fm} = 353.32 \text{ MPa}; ε_{fm} = 0.0577;$ $σ_{sa} = 214.98 \text{ MPa}; ε_{sa} = 0.0508;$ $σ_{fa} = 163.73 \text{ MPa}; ε_{fa} = 0.0051;$ $σ_p = -2136.29 \text{ MPa}; ε_p = -0.0664;$

En la figura 3.16 se ve el ciclo de referencia medido junto al simulado



Figura 5.10. Ciclo de referencia tomado del ciclo experimental

Una corrida para pequeñas amplitudes servirá para determinar la rigidez resultante de la estructura. En efecto resultó:

$$F_e[N] = 40864.21 \cdot x[m]$$

Es decir, la estructura tiene una rigidez 88 veces mayor con los tensores. Con la masa de 5 Kg, y asumiéndola concentrada sobre la viga horizontal, la frecuencia natural del sistema sería 14.39 Hz.

Teniendo este valor de la rigidez podemos calcular el valor del amortiguamiento viscoso equivalente a un 4 % del amortiguamiento crítico:

$$C = 36.16 \frac{Ns}{m}$$

5.1.5 Paso del tiempo

Como dijimos antes, no es posible la implementación de métodos implícitos debido a la función de tensión, que no admite una expresión analítica. Entonces, se probaron distintos valores para el paso del tiempo Δt para una oscilación libre del sistema. Para definir un paso de tiempo apropiado se evaluó a partir de los resultados, la frecuencia natural del sistema. Cuando la diferencia entre las frecuencias arrojadas por pasos de tiempo decrecientes es despreciable se considera un valor exacto. La tabla IV resume los valores obtenidos para distintos pasos de tiempo.

TABLA IV. Determinación del paso del tiempo				
Δt [s]	Frec. Natural [Hz]			
0.01	10.927			
0.005	10.756			
0.001	10.602			
0.0005	10.581			
0.0001	10.581			

Por lo tanto un paso de tiempo de $\Delta t = 0.0005$ s será suficiente. La figura 3.17 muestra la solución de la posición respecto del tiempo con $\Delta t = 0.01$ y con $\Delta t = 0.0005$ s. Vemos que el efecto exponencial del amortiguamiento no se ve afectado por el cambio de el Δt



figura 5.11. Oscilaciones libres calculadas con distintos pasos de tiempo

5.1.6 Resultados de las simulaciones

Resulta interesante estudiar el efecto que tiene la superelasticidad en la respuesta dinámica de la estructura. Dado el ciclo superelástico, la rigidez global de la estructura dependerá de si en su posición inicial los alambres se encuentran en la zona de plateau o no. En los casos estudiados, consideramos que se les da a los 2 alambres el mismo pretensado. Se ven en la figura 3.18 los diagramas de fuerza restauradora vs. posición que ejercería la estructura suponiendo distintos pretensados como condición inicial. Vemos claramente como, mediante la aplicación de un pretensado tendríamos una mayor histéresis.

Para analizar la respuesta se evalúan los valores de amplitud en estado estacionario y de máxima aceleración alcanzada Se calculó la respuesta de la estructura ante una entrada del

tipo $x_b(t) = X_b \cos(\omega t)$. En valor de X_b se fijó en 0.5 mm. En la figura 5.13 se muestran las amplitudes máximas normalizada con X_b en función de la frecuencia tomando los mismos pretensados de la figura 5.12. Estas amplitudes indican la demanda sobre la ductilidad de los elementos flexibles. En cada caso se compara con la respuesta en frecuencia que tendría el sistema lineal con una rigidez igual a la inicial y sólo el amortiguamiento viscoso.



Figura 5.12. Curvas de Fuerza vs Posición para distintos pretensados



5.1.6.1 Respuesta en estado estacionario

Figura 5.13. Desplazamientos máximos en estado estacionario, normalizado con $X_b = 0.5$ mm

Las curvas copian la respuesta del sistema lineal en frecuencias muy altas y muy bajas. Para los valores cercanos a la resonancia se nota el efecto del amortiguamiento. La respuesta de los alambres sin pretensar muestra una discontinuidad. La existencia de esta puede explicarse mediante el enfoque del amortigumiento viscoso equivalente y del módulo elástico aparente, que consideran la existencia de zonas inestables en la curva contínua de la posición estacionaria en función de la frecuencia *et al* [6].

El valor crítico para los elementos de unión serían las aceleraciones pico, que dan una idea de las fuerzas inerciales desarrolladas en las masas, que deberán soportar. La figura 5.14 muestra las aceleraciones máximas calculadas en función de la frecuencia normalizadas con la aceleración pico de la entrada = $X_b \cdot \omega^2$. Si bien el valor relativo de la aceleración tiende a 1, es decir, a "copiar" el movimiento del suelo, el valor absoluto aumenta con ω^2 . Para tener una idea, certera, si el movimiento de 0.5 mm de amplitud tiene una frecuencia de 50 Hz, la aceleración alcanzada sería de 49.35m/s² o bien 5.03 g que estarían siendo soportados por los elementos rígidos de la estructura.



figura 5.14. Aceleraciones máximas normalizadas con $X_b \omega^2$

Suponiendo la posibilidad de que persista en el tiempo una excitación en la frecuencia natural, sería interesante ver como responde el sistema con los tensores de SMA respecto del sistema lineal con la misma rigidez pero con el amortiguamiento viscoso solamente. En la figura 5.15 vemos tal comparación para el caso de los tensores sin pretensado.



Figura 5.15. Respuestas en el tiempo del sistema con SMA y con alambres lineales.

Es notable la capacidad de amortiguamiento que introduce la superelasticidad del NiTi.

5.1.6.2 Desplazamiento de la posición de equilibrio

Una de las ventajas que representa la superelasticidad es que al quitarle una carga aplicada un alambre de NiTi volvería a su longitud original sin deformaciones residuales. Esto es valioso considerando que los dispositivos podrían regresar a sus posiciones de equilibrio sin necesidad de acciones externas, como puede ocurrir con otro tipo de amortiguadores basados en la ductilidad de los metales. En este caso de estudio, no está contemplado explotar esta capacidad. El equilibrio del pórtico tiene como principal causa que los tensores estén provocando la misma fuerza sobre la masa. Pero esto no implica que ambos tengan la misma deformación. Las posiciones de equilibrio dependerán de la historia del movimiento.

Para realizar este análisis, se simularon las oscilaciones libres con distintos pretensados partiendo de posiciones iniciales de posición = 2 mm y velocidad = 0 m/s. La figura 5.16 demuestra las diferentes posiciones finales a las que se arriba cuando se alcanza el equilibrio. Es preciso aclarar que la posición final no es exclusiva del pretensado, ya que según sea la excitación, cuando cese el pórtico tendrá esta oscilación libre pero con una condición inicial aleatoria.



Figura 5.16. Según el pretensado se alcanzan distintas posiciones de equilibrio con la misma condición inicial

Es posible realizar las simulaciones de las respuestas dinámicas para entradas más complejas como pulsos de aceleración o registros de sismos importantes. Pero estos análisis serán dejados para etapas posteriores del trabajo. La idea es ir de la mano de los experimentos de campo, para verificar la validez de los modelos adoptados y modificarlos

5.2 Ensayos sobre prototipo

Durante la elaboración del modelo numérico y las simulaciones se confeccionó un prototipo de la estructura tratando de reproducir las dimensiones generales y las condiciones de vínculo de los diferentes miembros lo mejor posible. Existe la posibilidad de ensayar la respuesta dinámica de la estructura ante distintas excitaciones provocadas en la base. Un experimento típico es la reproducción de eventos sísmicos violentos cuyo contenido de frecuencia y aceleración se encuentra registrado en base de datos. Las entradas son en principio provocadas imponiendo el movimiento a la base. Luego se mide la posición, velocidad o aceleración relativa al suelo que toma la masa. Ejemplos de registros de sismos conocidos por su violencia se pueden ver en la figura 5.17. El perfil superior un terremoto registrado en Kobe, Japón en 1997, y el siguiente es un evento ocurrido en Vrancea Rumania, en el año 1977. En el caso del de Kobe, se registraron

aceleraciones de hasta 8 m/s². Para llevar a cabo esta experiencia sería necesario una mesa o bancada capaz de moverse de acuerdo a una señal determinada. Estos dispositivos se conocen como *shaking tables* o *shakers* y permiten la fácil instrumentación de elementos de medición y soportes adecuados además de poder ejecutar en ellos entradas complejas para el movimiento de la estructura.



Figura 5.17. Acelerogramas de sismos utilizados para ensayos en estructuras

5.2.1 Diseño y construcción del prototipo

Vimos en la ecuación (5.16), que cuando se trata de excitaciones armónicas puras, el problema es equivalente al que si estuviera funcionando una máquina rotante desbalanceada sobre la viga horizontal. Esta posibilidad implica poner en juego menos recursos que un sistema de mesa vibrante. No obstante los eventos a ensayar estarán limitados a entradas senoidales puras. Serán necesarias tantas máquinas rotantes girando a

frecuencias correspondientes, como componentes de frecuencia queramos en nuestra entrada.

Aún así es bueno comenzar con este esquema. Tratamos de verificar la relevancia de la superelasticidad como mecanismo disipador de energía en esta situación simplificada para luego considerar los casos más complejos con alguna experiencia previa. Se incorporó a la viga horizontal un soporte para adaptar un motor de CC. Se provocó el desbalanceo deliberadamente ubicando un cilindro de bronce de 23 mm de diámetro por 13 mm de alto girando a un radio de 35 mm respecto del eje del motor.

Se montó el pórtico en un soporte especialmente diseñado para la ocasión, donde se adaptó un LVDT de \pm 5 mm modelo W5TK con 80 mV/V de respuesta para medir la posición y una celda de carga modelo U2B de 500 N don 2 mV/V de respuesta para obtener una curva estática de fuerza de recuperación vs posición del pórtico. Las figuras 5.18 a la 5.22 se ven fotos ilustrativas de los detalles del montaje en el laboratorio. La interfase entre los instrumentos de medición y la computadora de adquisición fue el sistema integrado Spider 8, de la empresa HBMTM al igual que la celda y el LVDT.

Una dificultad recurrente era medir la longitud de los alambres de NiTi antes de comenzar cada ensayo. Entonces se optó por definir tres condiciones de trabajo bien diferenciadas. Una era tensar los alambres para que no pandeen, pero sin cuidado acerca de los juegos o zonas blandas que existan en otras partes del tensor como podrían ser los agarres entre los tramos de acero y de NiTi. . Comenzarían a trabajar uno a la vez cuando el pórtico esté definitivamente hacia un costado. Otra condición era estirar los alambres hasta eliminar todas las zonas retorcidas pero sin provocar deformación elástica notable en el NiTi. Por último, se buscó una condición tal que los alambres de NiTi se encuentren en el plateau superior al principio.



figura 5.18. Montaje experimental. Se observa el pórtico con el motor de CC, el soporte (azul) y el amplificador Spider 8 a la izquierda.

Capítulo 5



figura 5.19. Detalle de la perilla para pretensar los alambres de NiTi. Se ve también el empotramiento del fleje.



figura 5.20. Detalles descriptivos del motor con la masa excéntrica (izquierda) y de los tensores de NiTi entre los alambres de acero (derecha).



Figura 5.22. Celda de carga montada y LVDT fuera de su orificio.

5.2.2 Curvas estáticas:

Para caracterizar la estructura se ideó el siguiente método. Se fija la celda de carga a la estructura de soporte. Luego, mediante un tornillo ubicado en la rosca interna que posee la celda, se empuja el pórtico con una fuerza igual a la que acusa la celda. La posición es registrada por el LVDT. De esta forma se obtuvieron las curvas características de Fuerza vs Posición de toda la estructura, como si se tratara de un resorte no lineal. Estas curvas serían asimilables a los diagramas de la figura 5.12. Se incluyen a continuación, en la figura 5.23.



figura 5.23. Curvas de fuerza restauradora Vs desplazamiento medidas

Observamos que las curvas si bien presentan la histéresis superelástica se desarrollan en niveles menores de fuerza que los teóricos y desplazamientos mayores. Evidentemente existen causas que provoquen este ablandamiento, que no fueron tenidas en cuenta en el modelado. Podemos enumerar las siguientes:

a) El estiramiento de los tramos de acero, que considerábamos rígidos. Los alambres de acero tienen el mismo diámetro, un módulo 7 veces mayor y una longitud 2 veces mayor que los alambres de NiTi. Esto equivale a que todo el largo del tensor experimentaría un estiramiento de hasta 1.67 veces el modelado para una fuerza determinada.

b) Los empotramientos de los flejes, mantenidos por los acoples "L" podrían presentar cierta flexibilidad.

c) El LVDT, empuja con una fuerza significativa (del orden de los 300 g) cuando está en su posición extrema.

d) Cuando se alcanza un determinado nivel de tensión los alambres que conforman un tensor empiezan a querer despegarse uno de otro ya que no son colineales.

e) El eventual alabeo de toda la estructura podría generar esfuerzos menores en la celda.

Todos estos factores contribuyen a que la rigidez observada no esté cerca de la simulada de 40864 N/m. Si asumimos que las pendientes de las curva en su tramo inicial representan la rigidez de todo el sistema podríamos atribuir 11320 N/m con los tensores flojos y 28200 N/m con los tensores estirados.

5.2.3 Oscilaciones libres

Configurando el pórtico en las tres formas definidas, el próximo paso fue medir la respuesta dinámica cuando se lleva el pórtico a una posición fija y se lo deja oscilar libremente. El objetivo de dicho experimento es determinar un valor para el factor de amortiguamiento viscoso en el modelo, y también determinar la frecuencia natural con que el pórtico oscila hacia su equilibrio.

La figura 5.24 fue obtenida en una de las oscilaciones libres que experimentó el pórtico con los tensores ajustados pero no estirados. En la misma se incluye la evolvente de atenuación exponencial que mejor ajusta los datos. Deduciendo del exponente de esta curva el valor de C es de 11 N·s/m. Realizando sucesivas oscilaciones, el valor de C obtenido barrió un rango desde 11 hasta 22 N·s/m. Esto equivaldría a un 1.5%-3% del amortiguamiento crítico tomando 28000 N/m² como la rigidez de a estructura.

La frecuencia natural evaluada a partir de las oscilaciones libres resultó diferente para cada uno de los tensados. En la tabla V se incluyen los resultados con el correspondiente error, considerando la frecuencia de adquisición de 200 hz.

Tabla V. Frecuencias naturales evaluadas a Partir de oscilaciones libres					
Configuración	Frecuencia natural [hz]	Error [hz]			
Tensores sueltos	7.4	0,03			
Tensores ajustados	13.3	0.09			
Tensores estirados	14.1	0.1			

El valor de frecuencia natural obtenido con los tensores ajustados y estirados está dentro de previsible según la rigidez medida en la figura 5.23 y la masa concentrada en el motor de 3.5 Kg. El valor correspondiente a esta rigidez y esta masa sería 14.28 hz. En rigor tendríamos que considerar una masa efectiva, que tenga en cuenta la masa distribuida en el resto de la estructura. Si se calcula la frecuencia con una masa de por ejemplo 4 kg, resultan 13, 36 hz. Un valor también aceptable según los resultados.

5.2.4 Oscilaciones forzadas

Finalmente se puso a girar el motor a distintas velocidades, obteniendo valores discretos para confeccionar la respuesta en frecuencia de los desplazamientos. Se realizó el barrido en velocidades configurando los tensores de las 3 maneras y se registró la amplitud máxima alcanzada para cada frecuencia en el estado estacionario.



Para verificar de manera definitiva la efectividad de los alambres se comparan las curvas obtenidas con las respuestas que tendrían los sistemas lineales que tengan rigidez y amortiguamiento viscoso igual a los determinados en los experimentos. En la figura 5.25 se pueden ver los puntos obtenidos, comparados con la respuesta del sistema lineal de igual rigidez y amortiguamiento viscoso. Vemos que las respuestas medidas evidencian la existencia de una discontinuidad, que se da en frecuencias un poco menores a las de resonancia. Esto coincide con las simulaciones en el caso del sistema sin pretensado. De todas maneras es una buena observación. Finalmente, asumiendo que la curva del sistema lineal sea correcta los puntos experimentales consolidan la ventaja del NiTi para impedir que las amplitudes crezcan y se produzcan daños en otros elementos de la estructura. El desplazamiento máximo del pórtico no supera los 2 mm.



figura 5.25. Puntos experimentales comparados con curva del sistema lineal correspondiente

5.3 Conclusiones de los experimentos sobre el prototipo

Principalmente se confirmó la capacidad disipativa que presenta la estructura equipada con los tensores de NiTi, primero desde resultados numéricos y luego en el laboratorio. Existió una correspondencia más que coherente entre los puntos experimentales y los de la simulación. Comparando con un hipotético sistema lineal de la misma rigidez, la amplitud máxima experimentada es 4 veces menor.

El diseño y la construcción del prototipo son un resultado en sí, ya que permitieron observar y medir el efecto superelástico. De cara al futuro, se dispone de un prototipo para diferentes pruebas versátil.

Capítulo 6

Comentarios finales

Debido al carácter multidisciplinario que tiene el trabajo, fue necesario reportar resultados y conclusiones parciales al fin de cada capitulo. Pero resaltando el carácter de proyecto integrador, es bueno, a modo de resumen, explicar de manera conjunta y resumida los resultados trascendentes y las tareas proyectadas en un mediano plazo. También se incluye la planificación de las tareas y del uso de recursos y equipos del Centro Atómico Bariloche.

6.1 Conclusiones Generales

Los experimentos realizados sobre este NiTi comercial, concluyen en la posibilidad de utilizarlo en amortiguadores, pero se ha demostrado que se deben tomar en cuenta varios aspectos antes de ponerlo a funcionar.

El estabilizado define el ciclo completo a cual va a estar referida la conducta superelástica del material. Se observó como la energía de histéresis disminuye con el aumento de la temperatura de estabilizado. Los valores medidos por unidad de masa son 0.631 J/g estabilizado a 40° C y 1.361 J/g estabilizado a 24° C. Una vez logrado el estabilizado estos valores se mantienen aún si varía la temperatura. El material sin estabilizar presentó 2.632 J/g. Esta histéresis considerablemente mayor dispara el interrogante de si no es conveniente utilizar los alambres sin entrenar. Si bien no se tiene una conducta estable, esta será mejor desde el punto de vista de la disipación.

De los ciclos internos se puede reportar el valor del SDC para la mayores velocidades ensayadas de 0.4. Esto implica que casi un tercio de la energía para deformar el material es disipada. Son importantes las observaciones de los máximos de SDC en función de la velocidad, aunque los valores para los cuales se observaron son demasiado bajos para las excitaciones sísmicas. La posterior simulación del problema térmico muestra una fuerte dependencia de este máximo con el coeficiente de convección.

El efecto postelástico en la tensión de los alambres (sección 3.4.4)., las diferencias entre los distintos factores de Clausius Clapeyron calculados en la sección 4.1 y el

fenómeno de "partición" del ciclo explicado en la sección 3.4.6, se deben considerar cuando se estudia el comportamiento del material en períodos de inactividad.

El modelo simple para la evolución de la temperatura durante el ciclaje de la sección 4.2 explica entre otras cosas, el régimen adiabático mostrando que al aumentar la velocidad de deformación indefinidamente se llega a una temperatura máxima y una mínima que dejan de variar con la velocidad de deformación.

En el capítulo 5, mediante simulaciones numéricas de una estructura de pórtico equipada con elásticos de SMA, se mostró la capacidad de amortiguamiento que tienen estas. Luego, sobre un prototipo diseñado y confeccionado para la ocasión se pudo observar a los alambres estudiados trabajando. A lo largo de la sección 5.2 se incluyen los resultados de las pruebas con el prototipo. Se logró caracterizar la estructura para distintos grados de estiramiento de los tensores y, constituyendo el resultado más importante, se midieron las determinada entrada verificándose amplitudes para una el amortiguamiento experimentalmente. Mas allá del resultado obtenido con el Niguel-Titanio, una validación de la metodología empleada resulta importante pensando en próximos experimentos con este material o con otras aleaciones.

6.2 Proyectos a futuro

La elaboración de un modelo que tenga en cuenta las variaciones de temperatura sería un paso importante. Hasta el momento quedan varias cuestiones por resolver. Respecto a los experimentos, la prueba de la estructura en una mesa tipo *shaker* podría arrojar mayor información acerca del desenvolvimiento del NiTi como amortiguador.

En lo que se refiere a la caracterización del material, se pretende evaluar la capacidad disipativa de la martensita no por mecanismo de superelasticidad sino por fricción interna. También existe la posibilidad de caracterizar otras aleaciones como el CuAlBe

Teniendo en cuenta que la inquietud ingenieril es el control de estructuras, tenemos la idea de progresar en el entendimiento de técnicas tanto de diseño como de instrumentación para evaluar la performance.

6.3 Detalles de planificación y datos generales del proyecto

El trabajo presentado fue realizado en el marco del proyecto integrador para la carrera de ingeniería mecánica del Instituto Balseiro. Como todo proyecto tecnológico tiene aspectos susceptibles de una evaluación económica, o mejor dicho, de una planificación para el uso de los recursos puestos en juego.

En este caso, si bien el objetivo final es el diseño de dispositivos amortiguadores, no es posible hacer referencia al desarrollo de un producto o de una clase de productos. Se trata de manejar la conducta de un material para poder utilizarlo en un mediano plazo.

El proyecto se desarrolla íntegramente en laboratorios del grupo de física de metales en el Centro Atómico Bariloche. Las personas involucradas son principalmente el autor, en carácter de tesista, los directores del proyecto y el personal técnico. La descripción de los equipos utilizados puede verse en la secciones 3.1 y 5.2.1 de este trabajo. Existía al momento de comenzar una organización de las tareas a realizar, con un cronograma tentativo y flexible que se muestra en la página 91. Muchos de los experimentos y tareas realizadas finalmente fueron decididas a lo largo del trabajo. También se muestra un diagrama con la cronología llevada a cabo. Los períodos con trama oblicua corresponden a los recesos por vacaciones. Los períodos resaltados indican fines de desarrollo

Se contabilizaron 360 hs de uso de las máquinas de ensayo contando tiempos de puesta a puntos y detenimientos prolongados. El departamento de física de metales fija en \$ 20 el costo de la hora/máquina. En este se tienen en cuenta amortizaciones y gastos de mantenimiento exclusivos de las máquinas. Los cálculos numéricos y la confección de los informes fueron hechas en computadoras personales propiedad de los particulares y de los laboratorios del CAB. Se considera en este concepto, el costo de una PC en \$1500 amortizable en 5 años.

El costo del Niquel Titanio es importante, mas allá de lo utilizado en esta etapa. Conocer los precios que maneja el mercado resulta útil a la hora de evaluar la viabilidad económica de un dispositivo concreto en relación a otras técnicas competitivas. Hablando de provisión en barras o lingotes, el NiTi cuesta del orden de 190 \in por Kg. Cuando se trata de alambres o cintas, la terminación superficial y el tratamiento termomecánico definen el costo final, además del peso. En alambres de 0.5 mm de diámtro el NiTi trabajado en frío y superficie oxido negro tenemos \in 1.72 por m. Si está tratado con "straight annealing" cuesta \in 2.56 por m, y si la terminación está libre de óxido cuesta \in 2.944 por m. Fueron utilizados alambres por un valor de \in 3 \approx \$ 12.

En la construcción del pórtico, los materiales utilizados provienen de los almacenes de los distintos talleres del CAB. El peso de toda la estructura, incluyendo el soporte es de 4 Kg. Tomando el precio del acero SAE 1010 de \$2.5 el Kg. suman \$10 en concepto de materiales.

Para estimar el costo de recursos humanos erogados durnate la ejecucion del proyecto consideramos el valor de la beca de grado de un estudiante del Instuto Balseiro durante un año. Si bien la beca no es exclusiva para la realización del proyecto, compensamos los costos indirectos no considerados de manera estimativa.

TABLA VI. Estimación de costos directos							
Item		Cantidad-unidad		Costo unitario	Costo total		
Uso de máquir	nas de ensayo	360 hs		\$20	\$7200		
Equipos informáticos 1 año de a		1 año de amor	año de amortización		\$300		
Niquel-Titanio		1 m		\$12	\$12		
Materiales para prototipos		4 Kg.		\$ 2.5	\$10		
Recursos humanos		12 meses		\$600	\$7200		
	Total		\$14724				

Este es el costo estimado en esta etapa de investigación. Si eventualmente el proyecto continúa con el diseño de productos terminados, este valor debe ser incluido en los costos fijos, con la correspondiente tasa de retorno, que en proyectos de investigación y desarrollo financiados por el estado suelen ser menores al 5%.



Referencias

[1] M. G. Castellano; Proceedings of the Final Workshop of the ISTECH Project; junio 2000; Ispra Italia

[2] G.W. Housner, L.A. Bergman, T.K. Caughey; Structural Control: Past, Present and Future; Journal of mechanics enginee nring; 1997.

[3] Florin Andrei Nae, Tadashige Ikeda, Yudi Matsuzaki; The active tuning of a shape memory alloy pseudoelastic property; Smart Materials and structures; 13 (2004) 503-511.

[4] Trevor E. Kelly; Base Isolations of structures, design guidelines; Holmes Consulting Group; Julio del 2001; Nueva Zelanda

[5] Trevor E. Kelly; In structutes damping and energy dissipation, design guidelines; Holmes Consulting Group; Julio del 2001; Nueva Zelanda

[6] Arata Masuda, Mohammad Noori; Optimization of hysteretics characteristics of damping devices based on pseudoelastic shape memory alloys; International Journal of non linear Mechanics; 37 (2002) 1375-1386.

[7] M.Gabriella Catellano; Aplications of seismic devices on Italian heritage cultural structures; 7th International Seminar of Seismic isolations, passive dissipation, and active control of vibrations of structures, Assissi, Italia; Octubre 2-5 2001.

[8] R. Des Roches, M. Delemont; Design and analisys of innovative dampers for seismically isolated bridges in the United States; 7th International Seminar of Seismic isolations, passive dissipation, and active control of vibrations of structures, Assissi, Italia; Octubre 2-5 2001.

[9] R. Schaller, G. Fantozzi, G Gemaud. Mechanical Spectroscopy Q⁻¹ 2001 with applications to materials science, Trans Tech Publications; Suiza; 2001

[10] John A. Shaw and Stelios Kyriakides; Thermomechanical aspects of NiTi; J. of Mechanics and Physics of Solids; Vol. 43 No.8 (1995); 1243-1291.

[11] T W Duering, K N Melton, D Stöckel, C M Wayman; Enginnerig Aspects of Shape Memory Alloys; Butterworth-Hinemann; 1990; Londres.

[12] Toru Kamita and Yuji Matsuzaki; One dimensional pseudoelastic theory of shape memory alloys; Smart materials and structures; Vol 7 (1998) 489-495

[13] V. Torra, A. Isalgue, F Martorell, F. Lovey, M. Sade, F. Molina; From Physical time dependent properties to guarantedd shape memory alloy dampers; 13th world conference on earthquake engineering; Vancouver-Canadá, Agosto 2004; Paper nro 1332

[14] Mauro Dolce, Donatello Cardone; Mechanical behaviour of shape memry alloys for seismic applications; International Journal of Mechanical Sciences; 43 (2001) 2657-2677

[15] J. Van Humbeeck; Damping capacity of thermoelastic martensite in shape memory alloys; Journal of Alloys and Compounds; 355 (2003) 58-64

[16]] V. Renda, D. Tirelli, G. Magonette, J. Molina ;Proceedings of the Final Workshop of the ISTECH Project; junio 2000; Ispra Italia

[17 Farhan Gandhi and David Wolons; Characterization of the pseudoelastic damping behavior of shape memory alloy wires using complez modulus; Smart materials structures; 8 (1999) 49-56; United Kingdom

[18] M. C. Piedboeuf and R. Gauvin; Damping Behaviour of shape memory alloys, strain amplitude, frequency and temperature dependence effects; Journal of sound and vibrations (1998) Vol. 214 No 5, 885-901,

[19] <u>www.jmmedical.com</u>. Companía de instrumental quirúrgico.

[20] Richard L. Burden, J.Douglas Faires; Análisis Numérico; International Thomson Editors, Mexico D.F.; 6^{ta} edición.

[21] P.H. Leo, T.W. Shield and O.P. Bruno; Transient Heat Transfer effects on the pseudoelastic behavior of shape memory wires; Acta material. Vol. 42 No 8 (1993) 2477-2485.

[22] Davide Fugazza. Shape Memory alloys devices in earthquake engineering, mechanicals properties, constitutive models and numerical simulations; in partial fulfillment for the master degree in earthquake engineering; Instituto universitario di studi superiori di Pavia; Italia; 2003

[23] S. Timoshenko; Vibrations Problems in Engineering; John Wiley & Sons; fourth edition; 1972

[24] Peter Thomson; Shape memory alloys for structural control; In partial fulfillment of the requirements for the degree of doctor of Philosophy, Minesota; USA; 1996

Agradecimientos

Solía imaginarme el momento en que tuviera que escribir esta sección y siempre estaba relacionado con una instancia grata, donde aflora el sentimiento de bondad y gratitud. La verdad es que son las 7 de la mañana de una jornada en la que todavía no me fui a dormir. De modo que la sensación es mas bien de cansancio. Así que podría pecar de desagradecido olvidándome de nombrar a alguien que seguramente es importante para mi.

Hablando en serio, quisiera agradecer a toda la gente involucrada en este proyecto. En especial a Alejandro Yawny y Francisco Lovey, por toda su atención y su paciencia. A Raúl y Pablo, personal técnico, quienes nos asistieron cuando lo necesitamos. La construcción del pórtico fue obra de ellos.

A días de terminar la carrera de grado en el instituto también quiero agradecer a los que hacen posible que podamos estudiar en este sitio privilegiado. A los profesores, personal administrativo y técnico y a la gente de biblioteca. En especial a Jose Converti quien resultó fundamental para nuestra formación. También quiero agradecer la invaluable ayuda que siempre nos brindaron los muchachos de electrónica, Enzo, Federico, Horacio y Eduardo, y la gente de laboratorio de ingeniería, Claudio y Martín. Siempre voy a recordar además la amabilidad de las profesoras de Matemática I Mariel y Lisetta, y la buena voluntad de Willy para que aprendamos mecánica de una vez por todas.

Pasó mucho tiempo, y tengo motivos para agradecerles a todos mis compañeros estudiantes. En este ambiente de actividad permanente y a veces sofocante son muy importantes los lazos solidarios que podamos tener. En especial a Roberto y Germán, a quienes siempre voy a llevar en mi corazón.

Allá afuera, lejos de Bariloche pero muy cerca de mí, tengo que agradecer a mis padres Hugo y Elida por enseñarme que lo más importante es el conocimiento y a mis hermanos Julia, Luis e Inés

Por último, quiero agradece al sistema universitario argentino, libre, popular y científico, y no quiero agradecer a quienes intentan destruirlo avanzando con reformas que son símbolo de décadas nefastas.