

POLITECNICO DI MILANO

Facoltà di Ingegneria Industriale

Corso di Laurea in

INGEGNERIA AERONAUTICA



Progetto di un rivestimento flessibile attuato per strutture con capacità di variazione di forma

Relatore : Prof. Ing. Giuseppe Sala

Co-Relatore : Ing. Alessandro Airoidi

Tesi di Laurea di:

Lucio Pinzoni Matricola : 740392

Anno Accademico 2011-2012

Ringraziamenti

Un primo doveroso ringraziamento va al Prof. Airoidi il quale mi ha assistito nel portare a termine il presente lavoro di tesi. Grazie alla sua passione e dedizione non mi è mai mancato il supporto necessario, soprattutto quando si presentavano le inevitabili difficoltà.

Ringrazio inoltre l'Ing. Bettini il quale si è sempre dimostrato un valido supporto ogni volta ce ne fosse bisogno e il Prof. Sala che mi ha permesso di lavorare a stretto contatto con i suoi collaboratori.

Non dimentico Luca Bolgiani, grazie al suo tempo e al suo aiuto ho potuto spesso risolvere situazioni problematiche evitando spiacevoli inconvenienti.

Una dedica speciale alla mia famiglia, che non mi ha mai fatto mancare l'aiuto necessario, permettendomi di studiare in completa serenità.

Infine grazie agli amici, vecchi e nuovi, che in questi difficili anni hanno contribuito ad arricchire la mia vita di momenti indimenticabili.

Indice

1	Rivestimenti flessibili e attuazione mediante leghe a memoria di forma	1
1.1	Ruolo del rivestimento nelle strutture <i>morphing</i>	2
1.1.1	La <i>morphing sail</i>	2
1.1.2	Rivestimento: compositi corrugati ed elastomero	5
1.2	Leghe a memoria di forma	7
1.3	NiTiNOL	8
1.3.1	Comportamento microscopico	9
1.3.2	Comportamento macroscopico	13
1.3.3	Effetto a memoria di forma	15
1.4	Attuatori antagonisti	20
1.4.1	Funzionamento	20
1.4.2	Applicazione di un sistema di attuatori antagonisti a un profilo <i>morphing</i>	22
1.5	Conclusioni	24
2	Approccio numerico per la modellazione semplificata di attuatori in NiTiNOL	25
2.1	Modelli per l'attuazione basati su coefficienti di dilatazione termica equivalente	26
2.1.1	Implementazione di modelli basati su coefficienti efficaci in un codice FEM	29
2.1.2	Calibrazione e validazione mediante prove <i>isolength</i>	31
2.1.3	Calibrazione e validazione mediante prove a presforzo costante	36
2.2	Modellazione del raffreddamento e delle proprietà in fase martensitica	39
2.2.1	Modello del materiale per la fase martensitica	39
2.2.2	Sostituzione dei materiali nelle procedure di analisi	40
3	Progetto di un rivestimento attuato	45
3.1	Modello del rivestimento passivo	46
3.1.1	Compositi corrugati per rivestimenti flessibili	46
3.1.2	Modello ad elementi finiti	48
3.1.3	Modellazione dell'elastomero	51

3.1.4	Modello completo del rivestimento passivo	55
3.2	Attuazione	61
3.2.1	Modello del rivestimento attuato	61
3.2.2	Procedure di analisi per l'attuazione	62
3.2.3	Modello analitico di confronto del rivestimento attuato	65
3.2.4	Confronto analitico-numerico	67
3.3	Soluzioni per il <i>detwinning</i> e il recupero della configurazione inde- formata	68
3.3.1	Modellazione della fase di raffreddamento	68
3.3.2	Meccanismo proposto per il <i>detwinning</i>	69
3.3.3	Modellazione della fase di <i>detwinning</i>	70
3.3.4	Considerazioni sulla progettazione del rivestimento attuato	76
4	Modello di piastra equivalente e studi preliminari di applicazione	79
4.1	Calcolo delle proprietà per il modello di piastra equivalente	80
4.1.1	Calcolo della matrice di rigidità del rivestimento passivo	83
4.1.2	Modellazione dell'elastomero	89
4.1.3	Modellazione dei fili di NiTiNOL	90
4.1.4	Modello di piastra equivalente completo	93
4.2	Applicazione del rivestimento alla <i>morphing sail</i>	97
4.2.1	Rivisitazione del modello	105
	Conclusioni e sviluppi futuri	113
	Bibliografia	115

Elenco delle figure

1.1	<i>morphing sail</i>	2
1.2	Struttura base della cella chirale	3
1.3	Profilo alare con struttura chirale	4
1.4	Caratteristiche richieste al rivestimento	4
1.5	Configurazione proposta per il rivestimento	5
1.6	Dettaglio rivestimento	6
1.7	Differenza tra materiali metallici e leghe a memoria di forma	7
1.8	Diagramma di fase del NiTiNOL	8
1.9	(a) Struttura cubica a corpo centrato B2, (b) Struttura monoclinica B19', (c) Struttura romboedrica R	9
1.10	Schema di trasformazione del NiTiNOL	10
1.11	Orientazione nella trasformazione martensitica	10
1.12	Processi di scorrimento e geminazione	11
1.13	Schema comportamentale di una lega a memoria di forma	12
1.14	Energia libera di Gibbs per la trasformazione martensitica	12
1.15	Andamento della frazione martensitica in funzione della temperatura	13
1.16	Diagramma di trasformazione in funzione di sforzo e temperatura	14
1.17	Comportamento a memoria di forma e superelastico in funzione della temperatura	15
1.18	Memoria di forma ad una via in funzione della temperatura	16
1.19	Memoria di forma ad una via: percorso di carico-scarico	16
1.20	Memoria di forma ad una via: (a) scarico prima del completo <i>detwinning</i> , (b) scarico dopo il completo <i>detwinning</i> , (c) scarico dopo la plasticizzazione della martensite <i>detwinned</i>	17
1.21	Memoria di forma a due vie in funzione della temperatura	18
1.22	Memoria di forma a due vie: schema di funzionamento	18
1.23	Comportamento superelastico del NiTiNOL: (a) recupero totale di forma, (b) recupero della forma a meno della zona plasticizzata AH	19
1.24	Meccanismo di funzionamento di un sistema antagonista	21
1.25	Pre-deformazione e ciclo di attuazione di un attuatore antagonista	21
1.26	Curve sforzo-deformazione per ognuno dei due attuatori	22
1.27	Esempio di modello di supporto costituito da vertebre flessibili	23
2.1	Differenza tra CTE tangente e secante	30
2.2	Utilizzo del CTE in ABAQUS	30
2.3	Prova al calorimetro differenziale	31
2.4	Prove di trazione al variare della temperatura	32

2.5	Prove di attivazione ad estremi vincolati	33
2.6	Andamento dei coefficienti di espansione termica con la temperatura	34
2.7	Confronto sforzo di recupero tra modello modificato e dati sperimentali	35
2.8	Deformazione dei fili in fase di attivazione al variare del presforzo	36
2.9	Coefficienti di espansione termica calcolati al variare del presforzo	37
2.10	Validazione del modello con $\sigma_{PS} = 0$	38
2.11	Confronto delle deformazioni tra approccio <i>isolength</i> e presforzo costante nullo	38
2.12	Materiale elasto plastico visto dalla <i>card</i> ABAQUS	40
2.13	Modello numerico del filo con una molla lineare al suo estremo . .	42
2.14	Andamento di sforzi e deformazioni nel filo per step successivi . .	43
3.1	Geometria del corrugato	46
3.2	Parametri geometrici del corrugato	47
3.3	Modello di trave per il corrugato	48
3.4	Proprietà geometriche del corrugato	48
3.5	Modello ad elementi finiti del corrugato	49
3.6	Provino realizzato	50
3.7	Prove sperimentali di trazione	50
3.8	Prove sperimentali di trazione: visualizzazione istanti successivi .	51
3.9	Prove uni-assiali	53
3.10	Prove bi-assiali	53
3.11	Prove a stato piano di deformazione	54
3.12	Prove volumetriche	54
3.13	Prove sperimentale di trazione uni-assiale	55
3.14	Geometria struttura di supporto	55
3.15	Modello della struttura di supporto	56
3.16	Particolare struttura di supporto	56
3.17	Modello delle piastre a scorrimento	57
3.18	Particolare degli elementi <i>connector</i>	57
3.19	Schema di funzionamento di un elemento <i>connector</i> tipo <i>slide plane</i>	58
3.20	Introduzione delle molle assiali	58
3.21	Particolare delle molle	59
3.22	Assieme corrugato con elastomero e supporti	59
3.23	Sistema di vicoli	60
3.24	Inserimento dei fili di NiTinol	61
3.25	Particolare della collocazione dei fili inglobati	61
3.26	Elementi per eliminazione g.d.l. rotazionali attorno all'asse dei fili	62
3.27	Analisi numerica di attivazione	63
3.28	Analisi numerica di attivazione con precarico applicato all'elastomero	64
3.29	Schema strutturale modello analitico	65
3.30	Confronto analitico-numerico	67
3.31	Fase di raffreddamento	68
3.32	Schema di applicazione della pressione	70
3.33	Attivazione : 1 filo	71
3.34	Attivazione : 2 fili	71

3.35	Attivazione : 5 fili	72
3.36	<i>Detwinning</i> : 1 filo	72
3.37	<i>Detwinning</i> : 2 fili	73
3.38	<i>Detwinning</i> : 5 fili	73
3.39	Spostamento della pelle in direzione 'y' all'avanzare degli <i>step</i> . .	74
3.40	Sforzo σ_{yy} nei fili all'avanzare degli <i>step</i>	74
3.41	Sforzo σ_{yy} nell'elastomero all'avanzare degli <i>step</i>	75
3.42	Curva sforzo-deformazione per il NiTiNOL inserito nel rivestimento attuato	75
3.43	Criteri di progetto per i fili di NiTiNOL	77
4.1	Struttura passiva a cui viene applicata la riduzione a piastra equivalente	80
4.2	Convenzioni per l'applicazione di forze e momenti per unità di lunghezza	82
4.3	Sistema di vincolo isostatico: spostamenti impediti	83
4.4	Nodi di applicazione dei carichi: (a) N_x, M_y / (b) N_y, M_x / (a)+(b) N_{xy}, M_{xy}	84
4.5	Sistema di vincolo per il calcolo della rigidezza a taglio ('z' perpen- dicolare al piano)	85
4.6	Carico N_y : confronto spostamenti fuori dal piano tra modello completo (a) e ridotto (b)	88
4.7	Zone dell'elastomero vincolate al corrugato	89
4.8	Coefficienti di espansione termica efficaci per la piastra equivalente	92
4.9	Modello di piastra equivalente completo, in evidenza i fili di NiTi- NOL (rosso)	93
4.10	Modello di piastra equivalente completo: attivazione del NiTiNOL per riscaldamento	95
4.11	Modello di piastra equivalente completo: <i>detwinning</i>	95
4.12	Modello ad elementi finiti del profilo con struttura interna chirale	97
4.13	Zona del rivestimento attuato	98
4.14	Particolare degli elementi di giunzione tra chirale e rivestimento .	98
4.15	Risultato della simulazione allo <i>step</i> 3, spostamenti con fattore di scala 2	100
4.16	Risultato della simulazione allo <i>step</i> finale, spostamenti con fattore di scala 2	100
4.17	Risultato della simulazione allo <i>step</i> 3, spostamenti con fattore di scala 2	102
4.18	Risultato della simulazione allo <i>step</i> finale, spostamenti con fattore di scala 2	102
4.19	Sforzi-deformazioni nei fili per lo <i>step</i> 3 nella prima simulazione .	103
4.20	Sforzi-deformazioni nei fili per lo <i>step</i> 3 nella seconda simulazione	103
4.21	Sforzi-deformazioni nei fili per l'attivazione sul dorso: precarico 20 MPa	105
4.22	Sforzi-deformazioni nei fili per l'attivazione sul dorso: precarico 80 MPa	106

4.23	Sforzi-deformazioni nei fili per l'attivazione sul dorso: precarico 150 MPa	106
4.24	Sforzi-deformazioni nei fili per l'attivazione sul dorso e applicazione di pressione sul ventre : precarico 100 MPa	107
4.25	Spostamenti: attivazione sul dorso e applicazione di pressione sul ventre, precarico 100 MPa, fattore di scala 2	108
4.26	Spostamenti: rimozione pressione sul ventre, fattore di scala 2	109
4.27	Spostamenti: attivazione sul dorso e applicazione di pressione sul ventre, rigidezza ridotta, fattore di scala 2	110
4.28	Spostamenti: rimozione pressione sul ventre, rigidezza ridotta, fattore di scala 2	111
4.29	Curve sforzo-deformazione per attivazione e successiva rimozione della pressione	111

Elenco delle tabelle

2.1	Moduli elastici al variare della temperatura	32
2.2	Coefficienti di espansione termica	34
3.1	Caratteristiche geometriche: configurazione ottimale	49
3.2	Caratteristiche tessuto carbonio	49
3.3	Confronto rigidezze	51
3.4	Rigidezze	66
4.1	Deformazioni e curvature calcolate per il rivestimento passivo . . .	87
4.2	Confronto deformazioni tra modello completo e ridotto	96

Sommario

Negli ultimi anni la ricerca sul controllo diretto delle forze aerodinamiche attraverso la modifica della geometria alare sta guadagnando sempre più interesse nel campo aeronautico, focalizzando l'attenzione su strutture in grado di cambiare forma in modo continuo durante il volo, cercando quindi una soluzione alternativa alle più classiche superfici di controllo.

Il lavoro prende spunto dagli studi effettuati negli ultimi anni al Politecnico di Milano in merito a soluzioni di supporto basate su particolari topologie strutturali per superfici *morphing*. Tali strutture sostengono rivestimenti costituiti da compositi corrugati ed elastomeri in grado di consentire le deformazioni volute senza snervamenti locali. Le soluzioni studiate sono state, fino ad ora, soluzioni passive, dove la deformazione era indotta direttamente dai carichi aerodinamici agenti sul profilo. Tuttavia è possibile sfruttare le medesime soluzioni strutturali per soluzioni attive e attuate. La valutazione di sistemi non convenzionali di attuazione, mediante studi preliminari e analisi sperimentali, ha indicato le leghe a memoria di forma quali possibili candidati.

Il presente lavoro di tesi valuta, quindi, la possibilità di utilizzo delle leghe a memoria di forma quali attuatori per strutture *morphing*, proponendo un modello numerico per la rappresentazione di attuatori in NiTiNOL e una sua applicazione come attuatore inglobato nel rivestimento esterno. Viene realizzato un modello numerico della lega basato sui coefficienti di dilatazione termica equivalente, mostrando la sua efficacia nella modellazione del comportamento del NiTiNOL nel caso di inserimento in una struttura nella quale il requisito richiesto è l'autorità in termini di deformazione applicabile. L'analisi prosegue con la modellazione delle fasi di raffreddamento e *detwinning* nelle quali si sfrutta la sostituzione dei materiali nelle procedure di analisi numerica permettendo il cambio di proprietà della lega. A seguito della realizzazione di un modello numerico dettagliato del rivestimento, nel quale viene chiarita la soluzione di impiego degli attuatori, si riportano i risultati degli spostamenti ottenuti confermandone la capacità di contrazione. Vengono inoltre identificate linee guida per il dimensionamento preliminare degli attuatori, tenendo conto sia dell'autorità della lega sottoposta a precarichi che della sua resistenza allo snervamento quando raffreddata.

A seguito della realizzazione di un modello numerico di piastra equivalente dell'intero sistema il rivestimento attuato proposto viene applicato ad un caso di prova, costituito da una centina con struttura interna chirale.

Parole chiave: *Morphing*, Rivestimento corrugato, Attuatori, NiTiNOL.

Abstract

Nowadays the research on direct control of aerodynamic forces through geometrical changes of lifting bodies is gaining importance in aeronautical field, moving the interest towards structures with the possibility to make a continuous geometric adaptation, looking for an alternative solution given by classical discrete aircraft wing adaptation systems.

The background of the work is represented by recent studies at Politecnico di Milano, focused on engineering solutions to design an internal structural frame for morphing applications. These structures are made of chiral networks with on the top a skin corrugated composite and an elastomeric membrane, which allow large deformations without local failure. The actual solution was created only for passive applications, where the deformations are induced by the aerodynamic loads action on the profile. However it is possible to take advantage of these solutions to realize active structures. The evaluation of non conventional actuation systems, made of preliminary studies and experimental analysis, has shown that the shape memory alloys are good candidate for the aim.

The actual thesis work is focused on the possibility to use the shape memory alloys like actuators for morphing structures, suggesting a numerical model for the characterization of the NiTiNOL and an application into the corrugated skin. A numerical model for the shape memory alloy is created based on the equivalent coefficients of thermal expansion, showing the ability to recreate a correct behaviour in a case where the requirement is the deformation of the skin. The subsequent step is to model the cooling and detwinning phase taking advantage of the material replacing during the numerical analysis in order to change its properties. As a consequence of creating a numerical detailed model of the skin, specifying the placing solution for the actuators, a report of the displacements is made confirming the contraction ability. Some design criterions are identified to make a preliminary sizing of the actuators, taking into account both the authority of the pre-loaded alloy both the yield stress in its low temperature phase.

At the end, as a result of the implementation of an equivalent plate model for the entire actuated skin corrugated structure, an application to a test chiral model is made.

Keywords: *Morphing*, Corrugated skin, Actuators, NiTiNOL.

Introduzione

Il settore aeronautico è sempre stato caratterizzato dalla continua ricerca di soluzioni volte al miglioramento delle prestazioni dei velivoli sia in termini quantitativi che qualitativi, in tal senso negli ultimi anni la ricerca è stata focalizzata sullo sviluppo di nuove tipologie di strutture con geometria variabile in modo continuo che permettessero un controllo più localizzato della forma. Tale concetto è noto, in campo aeronautico, con il nome di *morphing*. Un'architettura tradizionale, da un punto di vista strutturale, è progettata e ottimizzata per una specifica condizione di volo, risultando meno efficiente qualora ci si allontani dal punto di progetto. In questo senso le strutture *morphing*, sfruttando la propria deformabilità, garantiscono l'efficacia aerodinamica del velivolo in vasto range di situazioni. La possibilità di intervenire sul cambiamento della curva di portanza è un nodo centrale nella progettazione di un velivolo, perciò un profilo con la capacità di modifica della curvatura, grazie alla deformabilità in corda, garantisce l'obiettivo senza dover coinvolgere le usuali superfici di controllo, le quali hanno lo svantaggio di modificare le proprietà aerodinamiche intervenendo solamente in punti locali della struttura. Ciò porta inevitabilmente a ripensare completamente la conformazione alare sia esternamente che internamente. Gli stessi rivestimenti, ad esempio, presentano delle caratteristiche atipiche rispetto ai classici pannelli in quanto devono poter concedere grandi deformazioni, rimanendo in campo elastico, pur conservando la rigidità necessaria in apertura.

Questo filone di ricerca è stato portato avanti anche nel Dipartimento di Ingegneria Aerospaziale del Politecnico di Milano, nel quale è stata studiata dapprima una tipologia di ossatura interna che assolvesse ai requisiti delle strutture *morphing* passive fino ad arrivare allo sviluppo e alla realizzazione di un dimostratore tecnologico. In parallelo si è portato avanti il discorso relativo alle possibili soluzioni impiegabili per i rivestimenti, vagliando tra le opzioni l'utilizzo di strutture corrugate in materiale composito con membrane elastomeriche, portando a compimento la realizzazione di alcuni prototipi. Il passo successivo del progetto è quello dell'attuazione, tra le numerose ipotesi vagliate una di notevole interesse è l'impiego delle leghe a memoria di forma. Prove sperimentali sono state eseguite per la valutazione delle caratteristiche di questa tipologia di materiali e progetti per il loro utilizzo come attuatori sono ora in fase di sviluppo.

Il lavoro di tesi si pone come obiettivo lo studio di fattibilità dell'impiego delle leghe a memoria di forma, nello specifico del NiTiNOL, per l'attuazione di rivestimenti flessibili per strutture *morphing*.

Un primo risultato perseguito è la creazione di un modello numerico per la lega che risponda ai requisiti di semplicità e facilità di utilizzo, adatto alla simulazione del comportamento della stessa sotto forma di fili, per casi ingegneristici. L'inserimento dei fili di NiTiNOL all'interno del rivestimento corrugato, particolarmente adatto nelle sue funzioni per strutture *morphing*, rappresenta l'obiettivo successivo. La modellazione ad elementi finiti dell'intero rivestimento attuato permette la valutazione dell'autorità della lega nella capacità di deformazione membranale dello stesso, nonché la determinazione dei criteri di progetto utili per il dimensionamento del sistema.

L'ultima parte del lavoro si pone come scopo la valutazione di una prima applicazione dei concetti studiati. La creazione di un modello semplificato di piastra equivalente del rivestimento attuato, di facile gestione sia per quanto riguarda la geometria che per i costi computazionali, ne permette l'inserimento all'interno di un dimostratore. Quest'ultimo, costituito da una centina supportata internamente da una geometria chirale, costituisce un primo impiego degli attuatori e permette di trarre interessanti spunti circa la loro applicazione.

Capitolo 1

Rivestimenti flessibili e attuazione mediante leghe a memoria di forma

Indice

1.1	Ruolo del rivestimento nelle strutture <i>morphing</i>	2
1.1.1	La <i>morphing sail</i>	2
1.1.2	Rivestimento: compositi corrugati ed elastomero	5
1.2	Leghe a memoria di forma	7
1.3	NiTiNOL	8
1.3.1	Comportamento microscopico	9
1.3.2	Comportamento macroscopico	13
1.3.3	Effetto a memoria di forma	15
1.4	Attuatori antagonisti	20
1.4.1	Funzionamento	20
1.4.2	Applicazione di un sistema di attuatori antagonisti a un profilo <i>morphing</i>	22
1.5	Conclusioni	24

1.1 Ruolo del rivestimento nelle strutture *morphing*

Nel recente passato un filone di ricerca promettente nello sviluppo di nuove soluzioni ingegneristiche per i velivoli va sotto il nome di *morphing*. Con questo termine generico vengono classificate tutte quelle strutture in grado di aumentare le prestazioni di un aereo variando in modo continuo la sua geometria, rinunciando (anche parzialmente) all'utilizzo di superfici di controllo collocate in punti discreti. La maggior capacità di adattamento alle varie condizioni di volo crea le premesse per un potenziale miglioramento globale dell'efficienza strutturale ed aerodinamica, che si ripercuote positivamente anche sui consumi.

Questa importante filosofia porta con se, oltre agli innumerevoli vantaggi, anche una serie di problematiche, prima fra tutte l'elevata complessità dovuta all'obbligo di dover ripensare da capo il progetto strutturale di un velivolo, non essendo infatti le strutture convenzionali che lo compongono adatte ai nuovi propositi.

I vantaggi, le problematiche ed il ruolo del rivestimento nelle strutture *morphing* verranno illustrati riassumendo gli aspetti principali di un progetto in corso presso il Dipartimento di Ingegneria Aerospaziale del Politecnico di Milano.

1.1.1 La *morphing sail*

Il concetto di *morphing sail* [29] è sostanzialmente quello di un'ala in grado di aumentare passivamente la propria curvatura al crescere dell'angolo di attacco senza l'applicazione di una forza di attuazione specifica ma per effetto unicamente della propria deformabilità. Per angoli di attacco diversi da zero, l'ala si comporta come in Figura 1.1 modificando il *camber* a causa dell'aumento di pressione sul ventre e la diminuzione sul dorso. Al raggiungimento dell'equilibrio il profilo curvato ha una maggiore capacità di portanza a parità di angolo di attacco rispetto al profilo simmetrico non deformabile (l'effetto globale è quello di un cambiamento della curva C_L/α). Il comportamento della struttura è analogo a quello di una vela, anche se la funzione svolta, le rigidità e carichi in gioco sono sostanzialmente diversi.

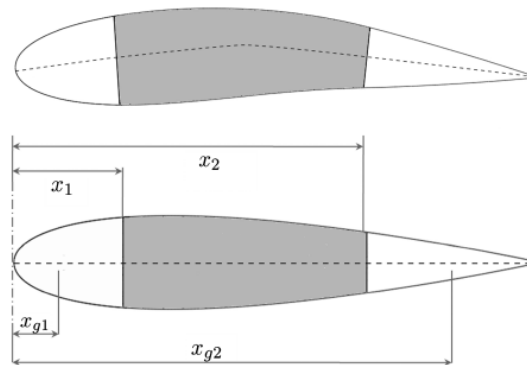


Figura 1.1: *morphing sail*

Per riuscire nell'intento di progettare una soluzione di questo tipo bisogna tener conto di alcuni requisiti fondamentali:

- Per consentire il movimento desiderato da un punto di vista cinematico, si deve vincolare la sezione in radice dell'ala al resto della struttura in due punti separati in corda. Il profilo risulta quindi costituito da due parti rigide (bordo d'attacco e uscita) e da una zona centrale deformabile. Le parti rigide sono fissate al velivolo da vincoli che ne permettono la rotazione, assimilabili a cerniere piane.
- Progettare una struttura di supporto interna che si possa deformare sotto l'azione della pressione dinamica
- Adottare un rivestimento flessibile che si adegui alle elevate deformazioni senza rotture o snervamenti

Per risolvere il problema della struttura interna di supporto l'attuale soluzione utilizzata al Politecnico di Milano considera l'impiego di strutture a celle ripetute in modo regolare nello spazio denominate chirali [28],[29]. Esse sono costituite da elementi circolari, i nodi, legati tra loro da elementi rettilinei collegati tangenzialmente, i legamenti (Figura 1.2, Figura 1.3).

La particolare geometria delle celle ha la peculiarità di possedere un coefficiente di *Poisson* negativo, ciò permette un comportamento anomalo rispetto ai materiali convenzionali. Una conseguenza del coefficiente di *Poisson* negativo è l'aumento del modulo di elasticità a taglio che permette alla cella base di opporsi alle distorsioni. In ultima analisi, la maggiore rigidità porta la cella ad opporsi ai cambiamenti di forma distribuendo il carico su ampie zone e diminuendo le concentrazioni locali di sforzo nelle zone più deboli.

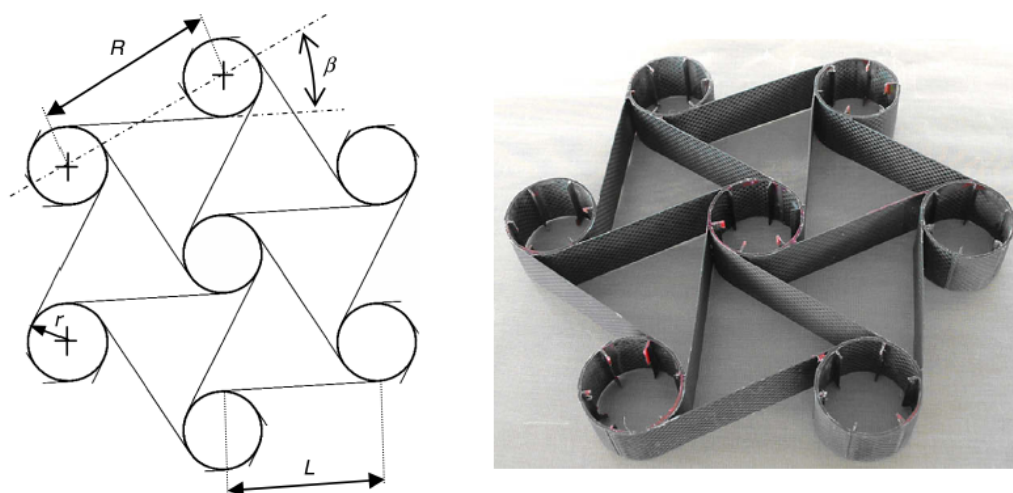


Figura 1.2: Struttura base della cella chirale

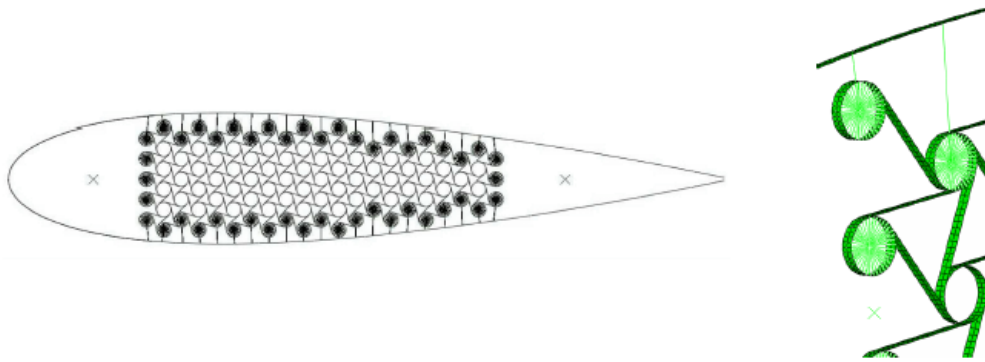


Figura 1.3: Profilo alare con struttura chirale

La soluzione a celle chirali presuppone una nuova tipologia di rivestimento che possa assolvere i normali compiti ad esso demandati pur consentendo i grandi spostamenti che la nuova geometria è in grado di esercitare (Figura 1.4).

In generale, il progetto di una pelle flessibile può essere visto come un requisito fondamentale per lo sviluppo di strutture con capacità *morphing*, a tal proposito alcuni requisiti di base [29] che questi componenti devono poter assolvere sono sintetizzabili in:

- possibilità di sottoporsi a grandi deformazioni recuperando successivamente la forma
- una rigidità membranale bassa, che riduca l'energia di attuazione necessaria allo spostamento
- una rigidità flessionale adeguata a reggere i carichi aerodinamici

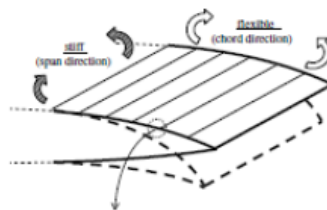


Figura 1.4: Caratteristiche richieste al rivestimento

Gli studi finora condotti suggeriscono l'impiego degli elastomeri quali candidati ideali allo scopo ma, avendo essi una rigidità flessionale molto limitata, devono essere inglobati in una struttura di supporto appositamente progettata che superisca alle mancanze di questi materiali. Una possibile soluzione è costituita da un rivestimento in materiale composito che possa presentare rigidità anche molto differenti in apertura e in corda, andando ad abbracciare il concetto della *stiffness*

tailoring, ovvero la realizzazione di strutture molto deformabili unicamente nelle direzioni volute (corda) e rigide laddove la resistenza ai carichi è una esigenza (apertura) [18]. Va evidenziato infine che la geometria chirale presuppone per sua natura collegamenti puntuali con il rivestimento esterno in corrispondenza dei proprio nodi (Figura 1.3), ciò comporta la necessità di adottare una geometria periodica in direzione della corda.

1.1.2 Rivestimento: compositi corrugati ed elastomero

Le considerazioni appena proposte giustificano la scelta di utilizzare una struttura per il rivestimento costituita da una parte esterna elastomerica in grado di mantenere un forma regolare, aerodinamicamente valida, ed una più interna con la dovuta resistenza per l'introduzione dei carichi.

Questa struttura interna è costituita da una laminato in materiale composito avente una forma corrugata, la sequenza di laminazione è una delle variabili sulle quali poter intervenire per soddisfare le specifiche di progetto in termini di rigidità, aumentando le potenzialità della *stiffness tailoring*.

La geometria corrugata possiede delle interessanti potenzialità [12],[13],[25] in quanto presenta una elevata flessibilità in direzione di corrugazione e una elevata rigidità trasversalmente ad essa.

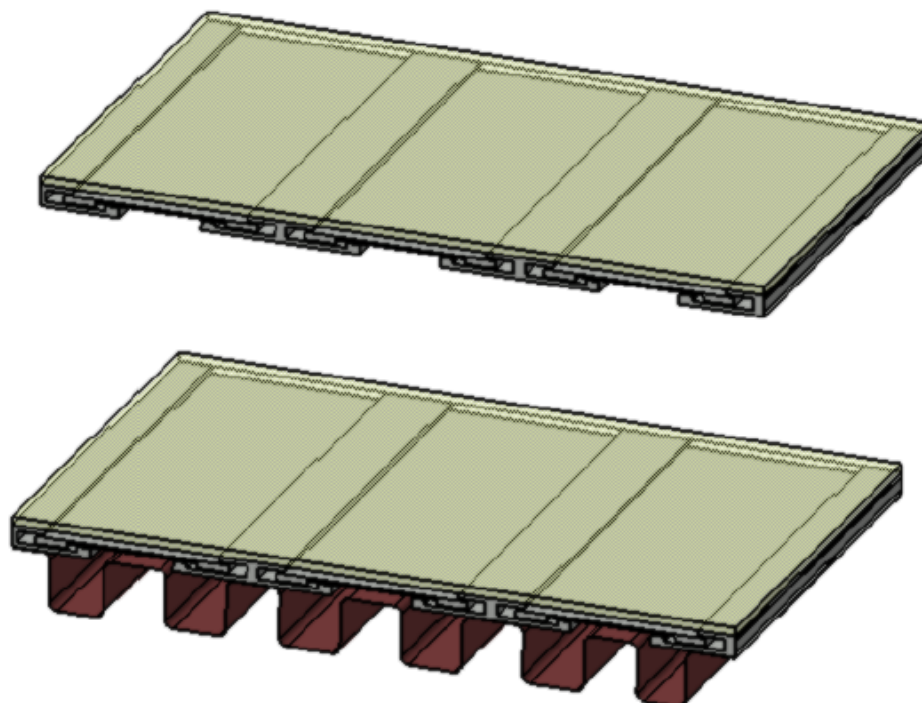


Figura 1.5: Configurazione proposta per il rivestimento

Una soluzione attualmente studiata per la struttura passiva progettata presso il Politecnico di Milano [18],[29] è proposta in Figura 1.5, con i particolari in dettaglio in Figura 1.6. Il corrugato, che contribuisce in modo determinante alla rigidità flessionale e le cui specifiche saranno evidenziate nel Capitolo 3, presenta dei supporti a 'T' anch'essi in materiale composito con le medesime caratteristiche i quali a loro volta fungono da *stopper* per delle scaglie a scorrimento. L'elastomero è posto al di sopra del sistema di supporto e ricopre completamente la pelle mantenendo la continuità nella forma, assieme alle scaglie scorrevoli provvede inoltre alla redistribuzione delle forze aerodinamiche, collabora infine con il corrugato per fornire la rigidità membranale al sistema.

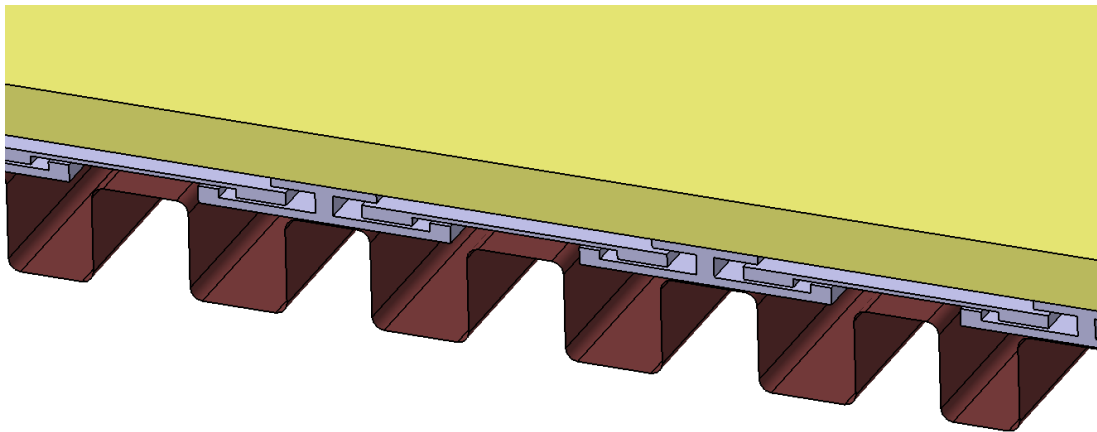


Figura 1.6: Dettaglio rivestimento

Il rivestimento finora descritto, pur esibendo le caratteristiche che gli sono richieste per assolvere i suoi compiti, rimane comunque una soluzione passiva. Nonostante questo si presta a struttura ospitante l'alloggiamento degli attuatori, costituiti da materiali a memoria di forma. Nelle successive sezioni (in particolare nel Capitolo 3) ci si porrà questa problematica andando a studiare la configurazione di attuazione scelta.

1.2 Leghe a memoria di forma

Le leghe a memoria di forma sono una particolare famiglia di materiali metallici in grado di recuperare la configurazione iniziale una volta deformati per effetto di trattamenti termici, nello specifico mediante variazione di temperatura. Le proprietà dipendono fortemente dalla composizione chimica e dai trattamenti subiti in fase di lavorazione, quelle più diffuse sono di Nichel-Titanio e Rame-Alluminio. La caratteristica fondamentale che distingue questo genere di materiali dai comuni metalli è la capacità di cambiare fase per effetto della temperatura dando luogo alla cosiddetta trasformazione martensitica che può essere di tipo termoelastico o non termoelastico a seconda che ci possa essere o meno reversibilità nel fenomeno [7].

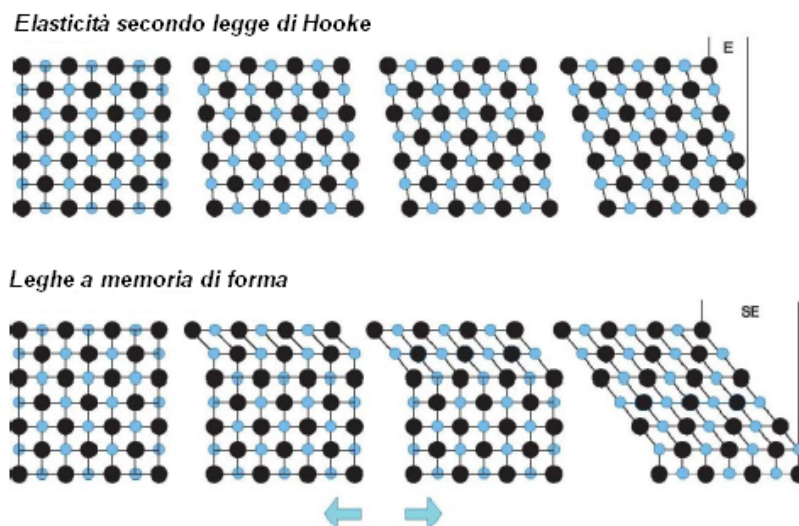


Figura 1.7: Differenza tra materiali metallici e leghe a memoria di forma

In Figura 1.7 è possibile avere uno schema esemplificativo della differenza di comportamento a livello cristallino tra i comuni materiali metallici, che seguono la nota legge di Hooke dell'elasticità, e le leghe a memoria di forma. In queste ultime (nello schema indicato con le frecce) avviene un moto cooperativo di un certo numero di atomi del reticolo cristallino che danno luogo ad una nuova fase: si tratta perciò di un intero microvolume di materia che cambia la sua orientazione spaziale. Le trasformazioni martensitiche sono dunque caratterizzate da una fase genitrice ed una fase prodotto. La presenza di una o dell'altra fase dipende essenzialmente dalla temperatura di esercizio e/o dagli sforzi a cui il materiale è sottoposto. Infine, il particolare fenomeno di trasformazione permette la reversibilità, intesa come capacità di ritorno allo stato iniziale indeformato per effetto di applicazione di calore.

1.3 NiTiNOL

La lega a memoria di forma sicuramente più conosciuta e diffusa è quella a base di Nichel e Titanio (vedi diagramma di fase in Figura 1.8) denominata appunto NiTiNOL (acronimo di Nichel Titanium Naval Ordnance Laboratory) a cui a sua volta è possibile aggiungere ulteriori elementi allo scopo di spostarne le caratteristiche in direzioni volute, come ad esempio ferro e cromo per abbassare la temperatura di trasformazione oppure il rame per favorire l'abbassamento dello sforzo di deformazione della martensite.

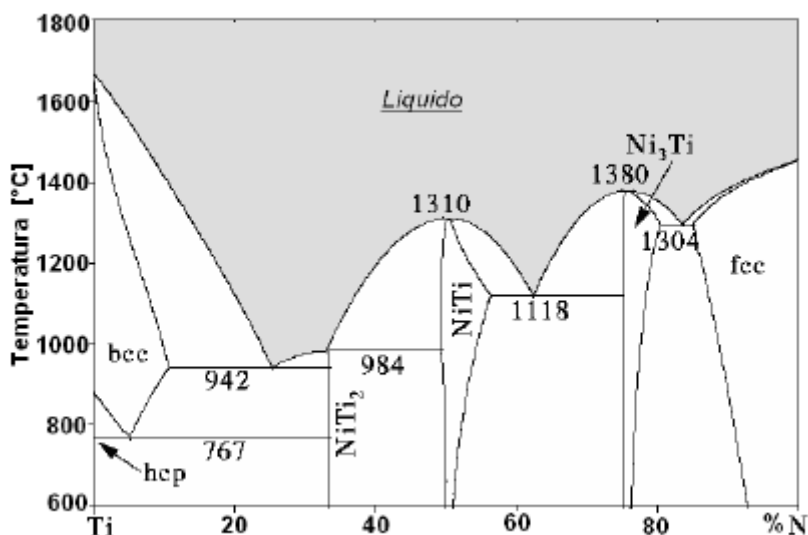


Figura 1.8: Diagramma di fase del NiTiNOL

La classica lega tipicamente usata nelle applicazioni prevede un quantitativo del 55% di Nichel e 45% di Titanio. Questo materiale presenta due differenti fasi solide, austenite e martensite, rispettivamente fase genitrice e prodotto della trasformazione, il passaggio tra martensite e austenite è regolato dall'innalzamento della temperatura tramite il quale è possibile avere un accorciamento della lega con recupero di deformazione fino al 5-8%. Sono inoltre riscontrabili buone proprietà di resistenza a fatica e alla corrosione. Le temperature di attivazione tipiche variano dai -30°C ai 170°C anche se comunemente vengono scelte al di sopra della temperatura ambiente. Il materiale si presta inoltre al riscaldamento per effetto Joule (aumento di temperatura per effetto di passaggio di corrente elettrica) grazie alle buone proprietà elettriche, esso manifesta infine, a differenza di tante altre leghe a memoria di forma, un notevole sforzo di recupero (700-800 MPa) in fase di contrazione che lo rende un candidato ideale come attuatore.

1.3.1 Comportamento microscopico

Elemento distinguente della lega a memoria di forma è, come prima citato, la capacità di effettuare una trasformazione come risultato dell'applicazione di carichi termomeccanici ed in seguito recuperare le deformazioni permanenti se riscaldata al di sopra di una certa temperatura.

La fase austenite è lo stato stabile ad alta temperatura caratterizzata da una struttura cubica a corpo centrato B2 ad elevata simmetria e modulo elastico (Figura 1.9-a), la martensite è il corrispondente stato presente alle basse temperature con struttura monoclina B19' (Figura 1.9-b). Dal momento che questa configurazione presenta minore simmetria, nella fase martensitica possono essere presenti diverse orientazioni stabili dei cristalli chiamate varianti, in tutto ventiquattro, e si possono presentare tutte indistintamente in uno stato privo di sforzo; questa condizione è chiamata di martensite *twinned* in quanto orientazioni dello stesso tipo sono accoppiate tra loro. Nel caso in cui sia invece presente uno stato di sforzo solo alcune delle varianti risultano dominanti a seconda della tipologia di sollecitazione applicata; si parla allora di martensite *detwinned* o martensite indotta da sforzo (SIM: *stress induced martensite*).

In alcune leghe arricchite al Nichel, a seguito di alcuni trattamenti termici, può generarsi una terza fase, la fase-R con orientazione cristallina romboedrica (Figura 1.9-c) la quale risulta in competizione con lo stato martensitico.

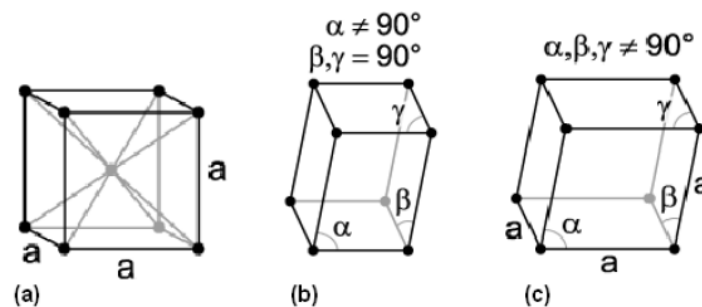


Figura 1.9: (a) Struttura cubica a corpo centrato B2, (b) Struttura monoclina B19', (c) Struttura romboedrica R

In Figura 1.10 viene presentato uno schema che chiarisce le dinamiche delle fasi del NiTiNOL. La trasformazione diretta, tra austenite e martensite, può avvenire sia per raffreddamento che per l'applicazione di uno sforzo, il fenomeno del *detwinning* è invece unicamente dipendente dal carico applicato. La trasformazione inversa (da martensite *detwinned* ad austenite) è infine possibile solamente per innalzamento di temperatura.

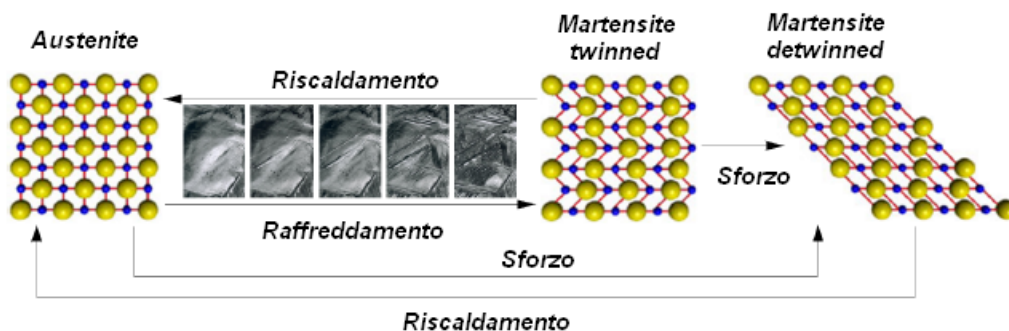


Figura 1.10: Schema di trasformazione del NiTiNOL

Da un punto di vista cristallografico la trasformazione da austenite a martensite avviene secondo due distinte fasi: la deformazione di Bain (*Bain Strain*) e la *Lattice-Invariant Strain*. Nel primo processo si manifestano gli spostamenti dei piani atomici che progressivamente fanno avvenire la trasformazione (Figura 1.11).

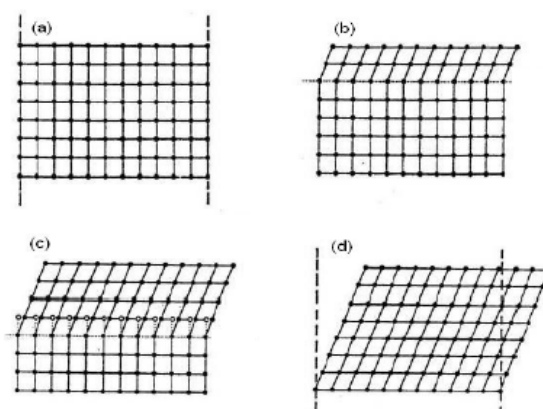


Figura 1.11: Orientazione nella trasformazione martensitica

La seconda fase funge da adattamento della struttura appena formata, differente da quella iniziale per forma (come nel NiTiNOL) e in alcuni casi anche per volume. Ci sono due possibili strade da percorrere in questo senso: scorrimento (*slip*) e geminazione (*twinning*), il primo irreversibile, il secondo no (Figura 1.12).

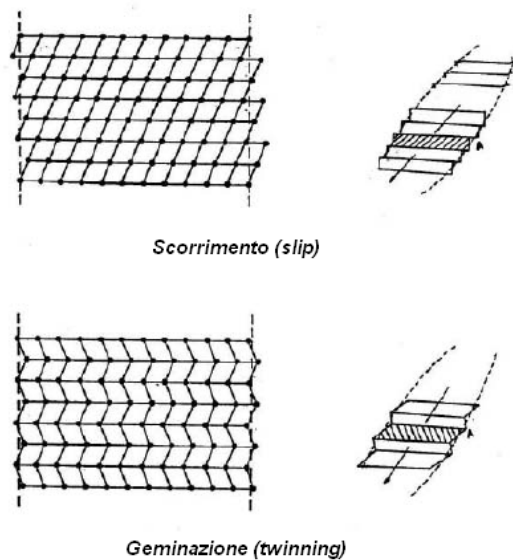


Figura 1.12: Processi di scorrimento e geminazione

Il processo *Lattice-Invariant Strain* nasce dal momento in cui la configurazione (d) di Figura 1.11 non è raggiungibile a causa dei movimenti impediti dalla fase austenite. Mentre con lo scorrimento si ha una deformazione plastica per moto delle dislocazioni, risultando dunque non reversibile, la geminazione non provoca la rottura di legami atomici permettendo, una volta innalzata la temperatura, il ritorno alla configurazione iniziale. Questa proprietà è chiamata reversibilità cristallografica.

In Figura 1.13 è possibile avere un quadro generale circa il comportamento meccanico della lega, in particolare la coordinata riferita alla temperatura fa da discriminante tra le due fasi. La fase martensitica a bassa temperatura presenta un primo tratto elastico lineare (martensite *twinned*) seguito da un tratto pseudo-plastico nel quale avviene la riorientazione dei cristalli con conseguente deformazione. Terminata questa nuova struttura essa si comporta come un normale metallo presentando una prima zona elastica seguita da un vero tratto plastico che risulta ovviamente irreversibile. La configurazione austenitica, raggiungibile per effetto di un aumento di temperatura, è caratterizzata da una curva elasto-plastica, in cui sia il modulo elastico che il valore di sforzo di snervamento risultano assai più elevati del caso precedente. In questo passaggio, l'aumento della resistenza meccanica favorisce la comparsa di sforzi di recupero nel caso in cui la lega risulti vincolata.

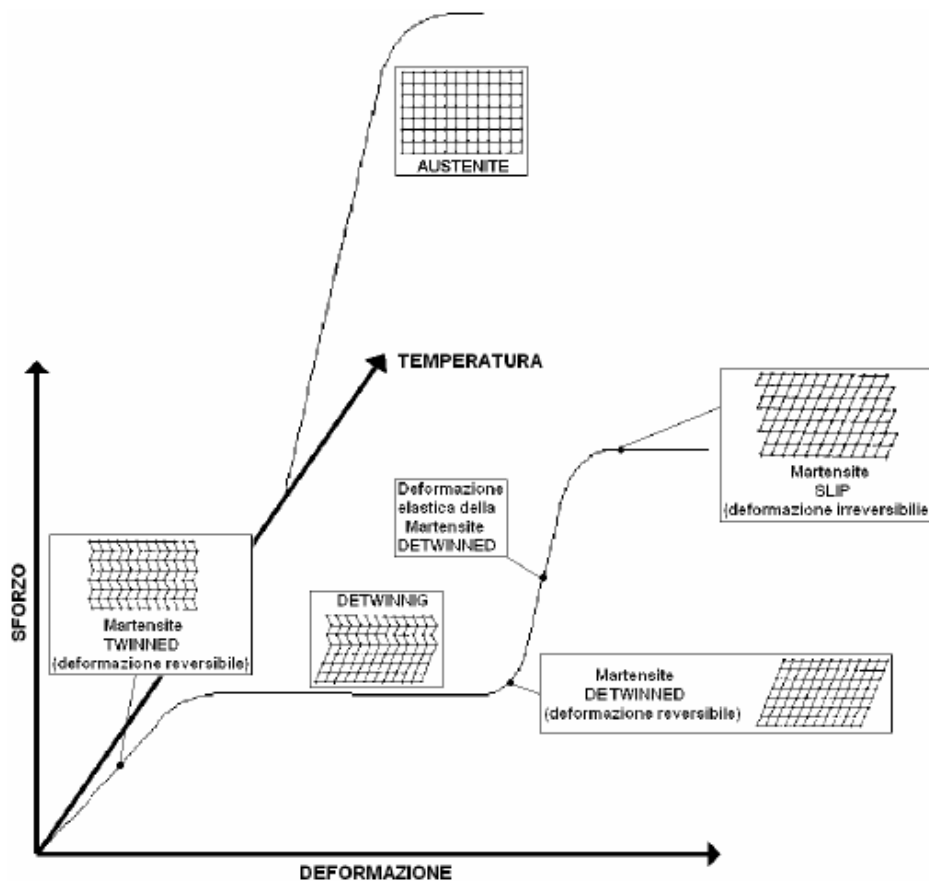


Figura 1.13: Schema comportamentale di una lega a memoria di forma

La trasformazione da austenite a martensite e viceversa è solitamente schematizzata come in Figura 1.14 nella quale è l'energia libera di Gibbs il motore che favorisce il cambiamento di fase. È infatti possibile notare come a partire da una situazione di Δ_G nullo per la temperatura T_0 , a seconda che ci si muova verso un aumento o abbassamento della stessa la configurazione a minore energia risulta rispettivamente la fase austenite B2 o quella martensite B19'.

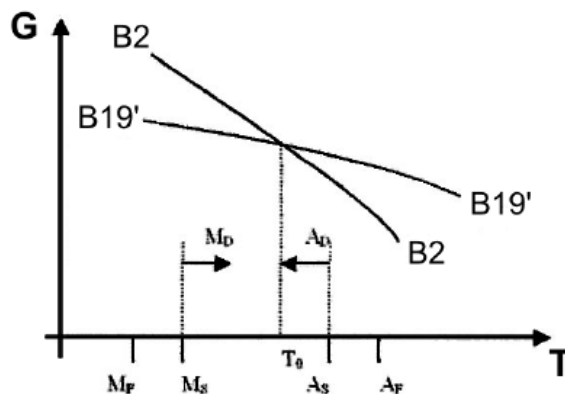


Figura 1.14: Energia libera di Gibbs per la trasformazione martensitica

1.3.2 Comportamento macroscopico

Da un punto di vista macroscopico le variabili che influenzano la trasformazione del NiTiNOL sono: temperatura, sforzo, deformazione e frazione martensitica (ovvero in una scala da 0 ad 1 la percentuale in volume della martensite all'interno della lega) e risultano tra loro mutuamente dipendenti.

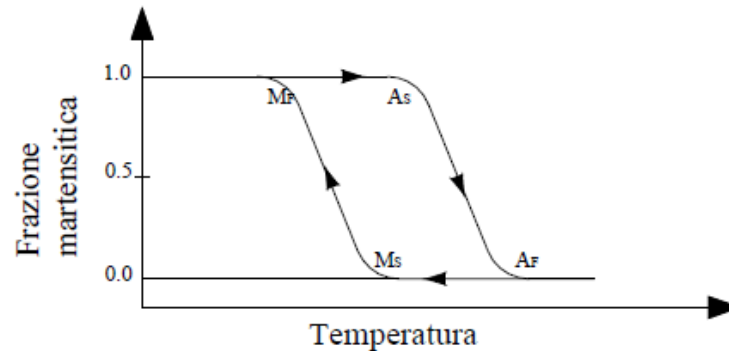


Figura 1.15: Andamento della frazione martensitica in funzione della temperatura

Studiando l'andamento delle trasformazioni in funzione della temperatura (Figura 1.15) sono state individuate quattro temperature caratteristiche:

- A_s Austenite start, ovvero la temperatura per la quale inizia la formazione di austenite a partire da una fase completamente martensitica
- A_F Austenite finish, la temperatura a partire dalla quale la trasformazione in austenite risulta completa
- M_s Martensite start, temperatura in cui inizia la trasformazione da austenite a martensite
- M_F Martensite finish, la temperatura a partire dalla quale la trasformazione in martensite risulta completa

Una importante caratteristica delle leghe a memoria di forma è la dipendenza di queste temperature di trasformazione dallo sforzo applicato. Tale aspetto complica il comportamento fenomenologico delle leghe e può essere formalizzato esprimendo le temperature di trasformazione in funzione delle temperature in condizioni di sforzo nullo e dello sforzo applicato come nelle seguenti equazioni:

$$A_S(\sigma) = A_{S_0} + \frac{\sigma}{C_A} \quad (1.1)$$

$$A_F(\sigma) = A_{F_0} + \frac{\sigma}{C_A} \quad (1.2)$$

$$M_S(\sigma) = M_{S_0} + \frac{\sigma}{C_M} \quad (1.3)$$

$$M_F(\sigma) = M_{F_0} + \frac{\sigma}{C_M} \quad (1.4)$$

- $A_{S_0}, A_{F_0}, M_{S_0}, M_{F_0}$ sono le temperature di trasformazione in condizione nulle di sforzo
- σ è lo sforzo applicato
- C_A, C_M sono coefficienti che per il NiTiNOL possono variare rispettivamente tra 4.5 e 13.8 MPa°C⁻¹ e tra 7 e 11.3 MPa°C⁻¹.

Il diagramma di Figura 1.16 evidenzia le regioni limite di passaggio di fase in funzione del livello di sforzo applicato e della temperatura.

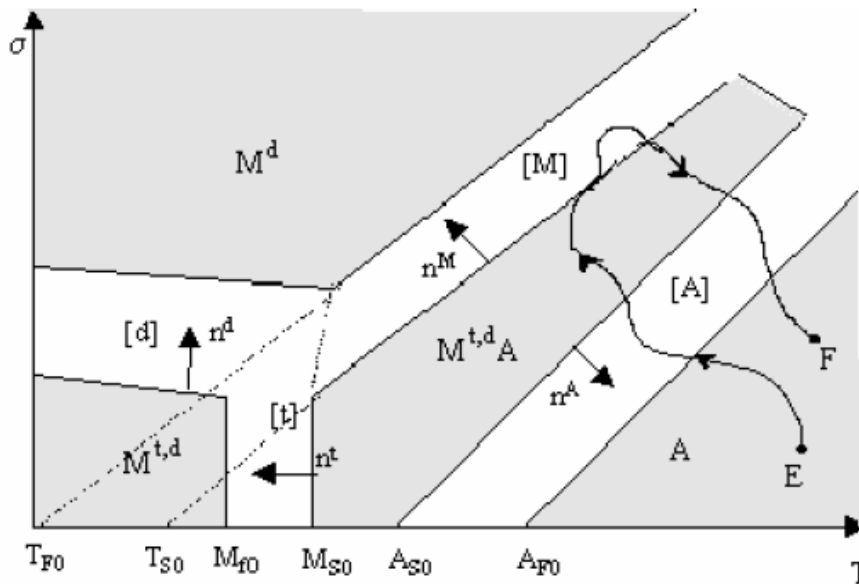


Figura 1.16: Diagramma di trasformazione in funzione di sforzo e temperatura

All'interno del grafico sono presenti delle regioni 'morte' (evidenziate in grigio) nelle quali non vi è possibilità che si manifesti la trasformazione martensitica, si ha dunque:

- zona A: presenza 100% di austenite
- zona M^d : presenza di martensite *detwinned* al 100%
- zona $M^{t,d}$: coesistenza di martensite *twinned* e *detwinned*
- zona $M^{t,d},A$: coesistenza di martensite *twinned*, *detwinned* e austenite

Vi sono inoltre due zone in bianco ($[M],[A],[t],[d]$) nelle quali è consentito il passaggio di fase secondo le direzioni imposte dalle frecce n^M, n^A, n^t, n^d .

1.3.3 Effetto a memoria di forma

L'effetto a memoria di forma è sicuramente l'aspetto che rende unici materiali come il NiTiNOL e per questo è il più sfruttato in questa categoria di leghe metalliche. È però inoltre presente un comportamento denominato superelastico (di cui si discuterà nel seguito) che si manifesta in particolari condizioni di temperatura come evidenziato in Figura 1.17.

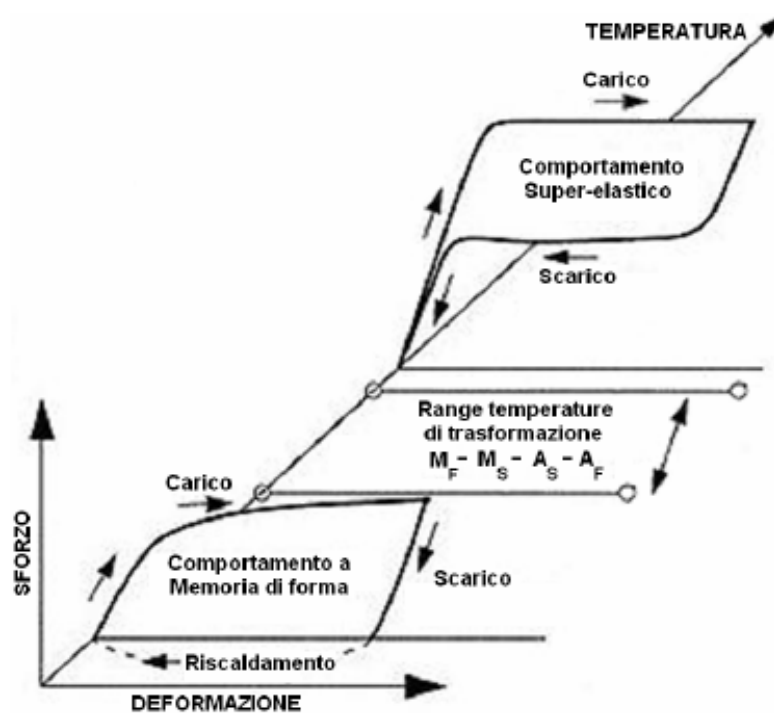


Figura 1.17: Comportamento a memoria di forma e superelastico in funzione della temperatura

Da un punto di vista comportamentale, oltre all'appena citato effetto superelastico il comportamento a memoria di forma viene suddiviso in due distinte categorie: effetto 'ad una via' ed effetto 'a due vie'.

Effetto a memoria di forma ad una via

La definizione di memoria di forma ad una via indica la capacità del materiale di recuperare la condizione indeformata, mediante riscaldamento, essendo in grado di 'ricordare' unicamente la forma assunta durante la fase austenite. In Figura 1.18 e Figura 1.19 è infatti possibile notare come, a seguito di una deformazione meccanica imposta a bassa temperatura (che porta la lega in martensite *detwinned*), un

successivo riscaldamento riporta il NiTiNOL nella sua forma originaria austenitica. Tuttavia, ulteriori modifiche alla temperatura (un suo abbassamento ad esempio), favoriscono nuovamente il passaggio di fase senza però mettere ulteriormente in gioco deformazioni.

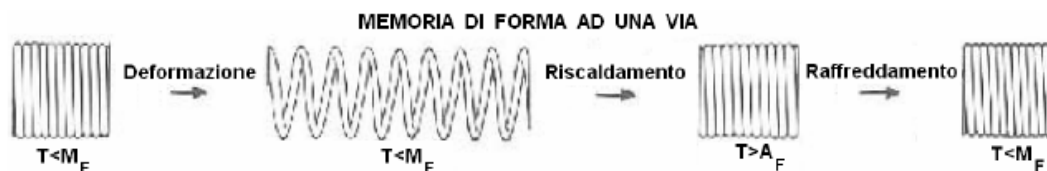


Figura 1.18: Memoria di forma ad una via in funzione della temperatura

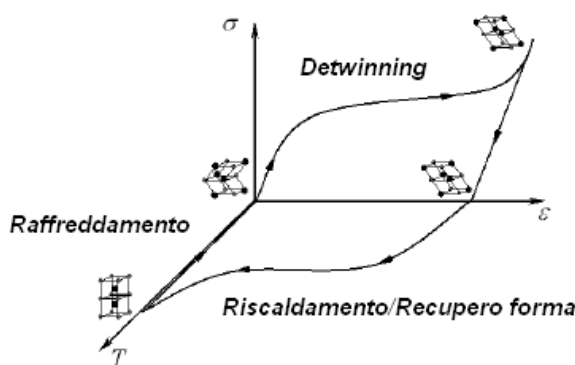


Figura 1.19: Memoria di forma ad una via: percorso di carico-scarico

L'effetto è completamente comprensibile utilizzando lo schema in Figura 1.20. Durante la fase di carico (con temperatura al di sotto di A_S) la curva segue il tratto elastico AB della martensite *twinned*, quindi il segmento BC rappresenta la riorientazione dei grani (*detwining*), la quale avviene quasi a sforzo costante mostrando un comportamento simile alla plasticizzazione (tratto AL in Figura 1.20-a che rappresenta inoltre la deformazione residua dopo la rimozione del carico meccanico). Quando la temperatura viene imposta al di sopra di A_S la trasformazione ha inizio e la deformazione precedentemente imposta viene recuperata (linea MN).

Il tratto CD della curva sforzo-deformazione rappresenta il comportamento elastico della martensite *detwinned* e se le forze applicate permettono alla lega di rimanere entro il punto D il materiale è in grado di ritornare completamente alla condizione originale quando la temperatura raggiunge il valore A_F (tratto OP di Figura 1.20-b). Infine il segmento DE rappresenta il campo plastico della martensite *detwinned* e, una volta raggiunto, non può essere in alcun modo riassorbito nè rimuovendo il carico nè portando il NiTiNOL in fase austenite (Figura 1.20-c: anche riscaldando si percorre infatti solo il tratto QR lasciando la deformazione residua RS).

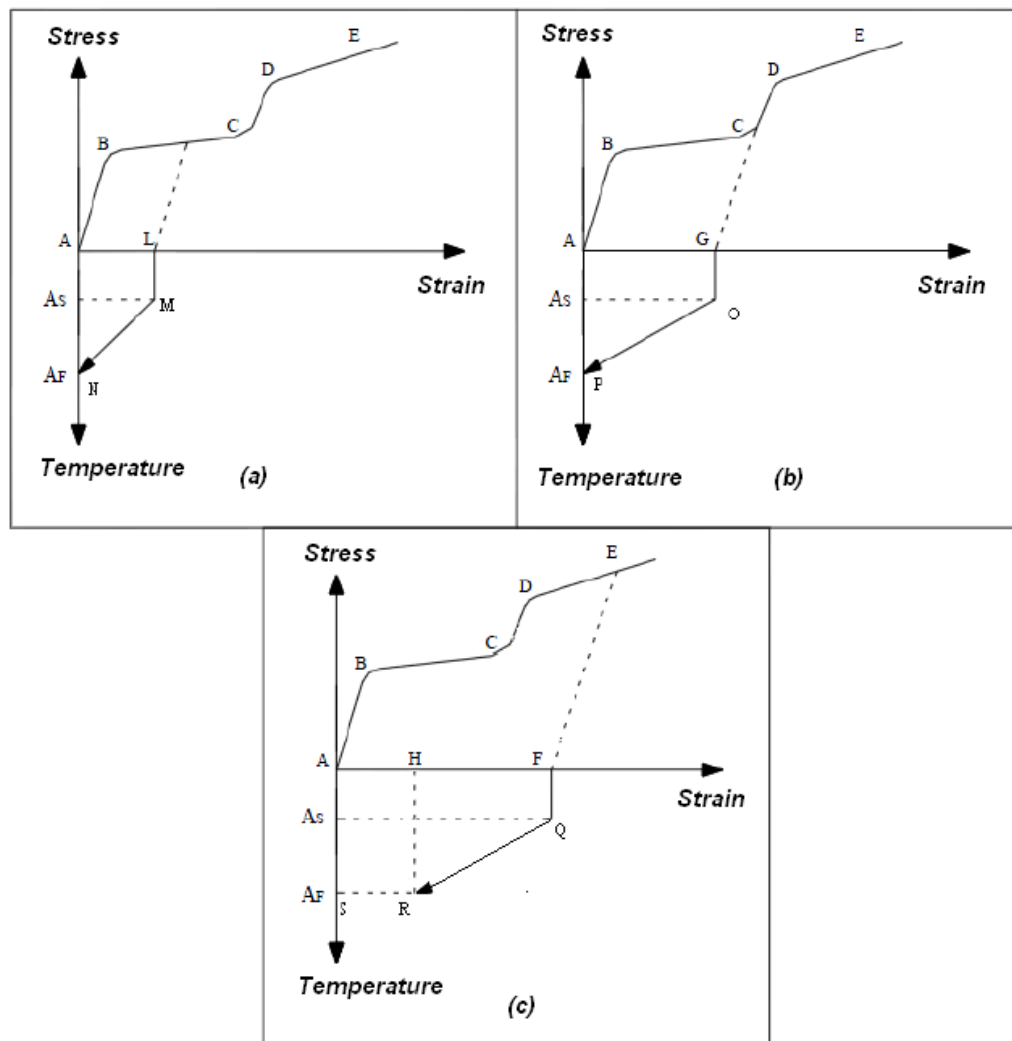


Figura 1.20: Memoria di forma ad una via: (a) scarico prima del completo *detwinning*, (b) scarico dopo il completo *detwinning*, (c) scarico dopo la plasticizzazione della martensite *detwinned*

Effetto a memoria di forma a due vie

L'effetto a due vie sta a significare che il materiale è in grado di cambiare forma non solamente durante il riscaldamento nel passaggio in austenite ma anche nel successivo raffreddamento, mantenendo le informazioni circa la propria configurazione per entrambe le fasi (Figura 1.21).



Figura 1.21: Memoria di forma a due vie in funzione della temperatura

La forma che il materiale deve assumere nella fase austenitica viene indotta tramite un processo termico, mentre quella che deve essere assunta in fase martensitica tramite un ciclo termomeccanico denominato training.

In Figura 1.22 viene proposto lo schema di funzionamento del comportamento della lega a due vie: il materiale viene inizialmente caricato ad una temperatura inferiore ad A_S fino al punto E, la successiva fase di scarico e riscaldamento fino ad A_F fa recuperare tutte le deformazioni eccetto quella plastica. A questo punto raffreddando il NiTiNOL fino a M_F si ha una deformazione per il tratto HL. Il successivi cicli di aumento-diminuzione di temperatura stabilizzano il materiale all'interno del ciclo H-L alternando le due fasi (austenite in H e martensite in L).

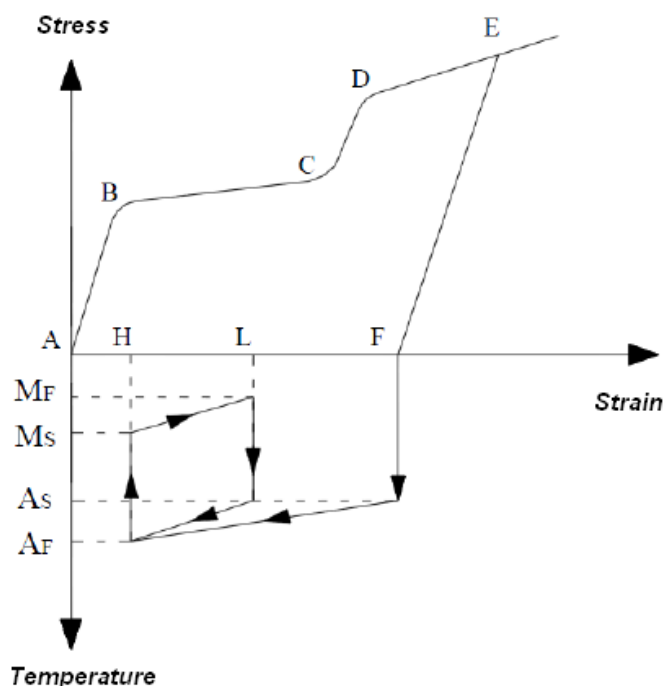


Figura 1.22: Memoria di forma a due vie: schema di funzionamento

Superelasticità

Come accennato in precedenza, oltre il ben noto effetto a memoria di forma, il NiTiNOL presenta anche l'effetto superelastico che si riferisce alla capacità di recuperare, senza effetti pseudo-plastici, la deformazione imposta una volta

rimosso il carico (Figura 1.23). Questo fenomeno si manifesta unicamente in quelle leghe in cui la temperatura massima a cui si può ancora generare martensite per sforzo, M_D , è maggiore della temperatura di A_F . Partendo da una temperatura maggiore di A_F , e applicando uno sforzo, si ha il passaggio alla fase martensitica. In questa condizione al cessare del carico, la fase stabile è quella austenitica e di conseguenza la lega torna alla forma iniziale.

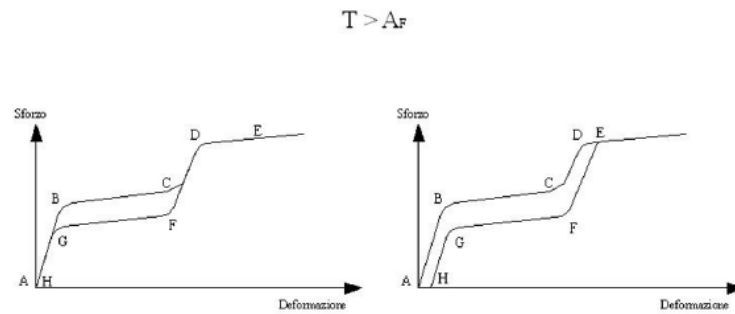


Figura 1.23: Comportamento superelastico del NiTiNOL: (a) recupero totale di forma, (b) recupero della forma a meno della zona plasticizzata AH

Fatte queste premesse in merito alle caratteristiche del NiTiNOL, lo studio si concentra sulla modellazione dell'effetto ad una via, in quanto le leghe a due vie presentano delle problematiche relative al basso recupero di deformazione durante il raffreddamento (minore del 2% contro il 6-8% del riscaldamento) e delle limitate forze di attuazione, motivo per il quale fino ad oggi queste soluzioni non hanno avuto un adeguato successo [27].

In questi anni alcuni lavori di tesi svolti presso il Dipartimento di Ingegneria Aerospaziale del Politecnico di Milano sono stati incentrati sull'analisi delle proprietà delle leghe a memoria di forma con particolare attenzione per il NiTiNOL. A partire da sperimentazioni per rilevarne le proprietà meccaniche [16] sono stati creati modelli numerici utilizzando dei coefficienti di espansione termica efficaci [17] o implementando nuove leggi di materiale [19], per arrivare a considerarne le potenzialità dell'applicazione in progetti per la realizzazione di nuovi strumenti per l'astronomia [15].

Nella successiva sezione viene infine presentata una prima soluzione applicativa indagata per l'integrazione degli attuatori all'interno di una struttura, selezionata tra tante possibili in quanto molto interessante anche per sviluppi futuri del progetto.

1.4 Attuatori antagonisti

Gli attuatori basati sulle leghe a memoria di forma ad una via presentano una sola modalità di attivazione per accorciamento mediante applicazione di calore con passaggio in fase austenite. Hanno però l'inevitabile vantaggio, come affermato in precedenza, di ottenere prestazioni notevolmente superiori in termini di capacità di recupero di deformazioni, rispetto alle leghe a due vie. Tuttavia una volta raffreddati non sono in grado di recuperare la configurazione iniziale pre-allungata tipica della martensite *detwinned*: ciò richiede necessariamente l'applicazione di forzanti esterne atte allo scopo. La scelta della tipologia di forzante è fortemente vincolata alle necessità di progettazione (tra le quali sicuramente il contenimento del costo energetico e del peso), numerose sono quindi le soluzioni possibili sia per tipologia che per geometria.

L'utilizzo di un secondo attuatore della stessa natura e speculare (nominato appunto antagonista) risulta essere una via percorribile in quanto lo sforzo di recupero che è ottenibile durante l'attivazione della trasformazione austenica è superiore allo sforzo necessario per orientare la martensite e passare da martensite *twinned* a *detwinned* con conseguente allungamento dell'attuatore [27]. Questa ultima caratteristica è fondamentale in fase di attuazione ma, una volta terminato il ciclo di riscaldamento, paga lo scotto di presentare una lega che si oppone alla reazione elastica della struttura ospitante con un basso limite elastico tipico della martensite, fattore da tenere sicuramente in conto in fase di dimensionamento. Infatti, sebbene il fenomeno di *detwinning* della martensite non rappresenti un vero e proprio snervamento, lo sforzo a cui tale fenomeno si attiva rappresenta un limite superiore per il mantenimento della forma recuperata con l'attivazione della lega. La soluzione antagonista, nella quale la contrazione di un attuatore garantisce al contempo l'allungamento del suo speculare e viceversa, elimina di fatto la necessità di forzanti esterne riducendo peso e complicazione strutturale.

1.4.1 Funzionamento

Un generico sistema basato su due attuatori antagonisti può essere schematizzato come in Figura 1.24 nella quale i due attuatori possono essere visti come due fili di NiTiNOL posti ad una certa distanza fra loro (H) [27]. A fronte di una configurazione iniziale nella quale entrambi i fili hanno la medesima lunghezza, la contrazione di uno favorisce contemporaneamente l'allungamento dell'altro consentendo la movimentazione del sistema. Viene permesso inoltre il passaggio da martensite *twinned* a *detwinned* dell'attuatore non attivato per merito dell'energia messa in gioco dal suo opposto.

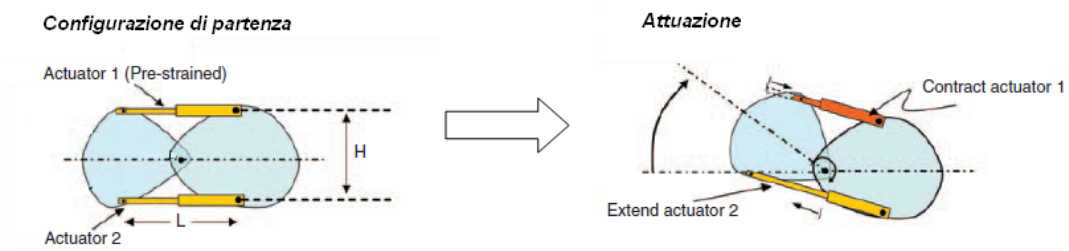


Figura 1.24: Meccanismo di funzionamento di un sistema antagonista

Per favorire il cinematismo appena descritto i due fili necessitano di un ciclo di allenamento. Il primo attuttore viene preventivamente riscaldato e quindi raffreddato per eliminare eventuali deformazioni accidentalmente imposte in fase di lavorazione, il primo ciclo di carico e scarico (Figura 1.25 (d)-(e)) è dunque eseguito con forzanti esterne allo scopo di generare una pre-deformazione residua immagazzinata nella lega.

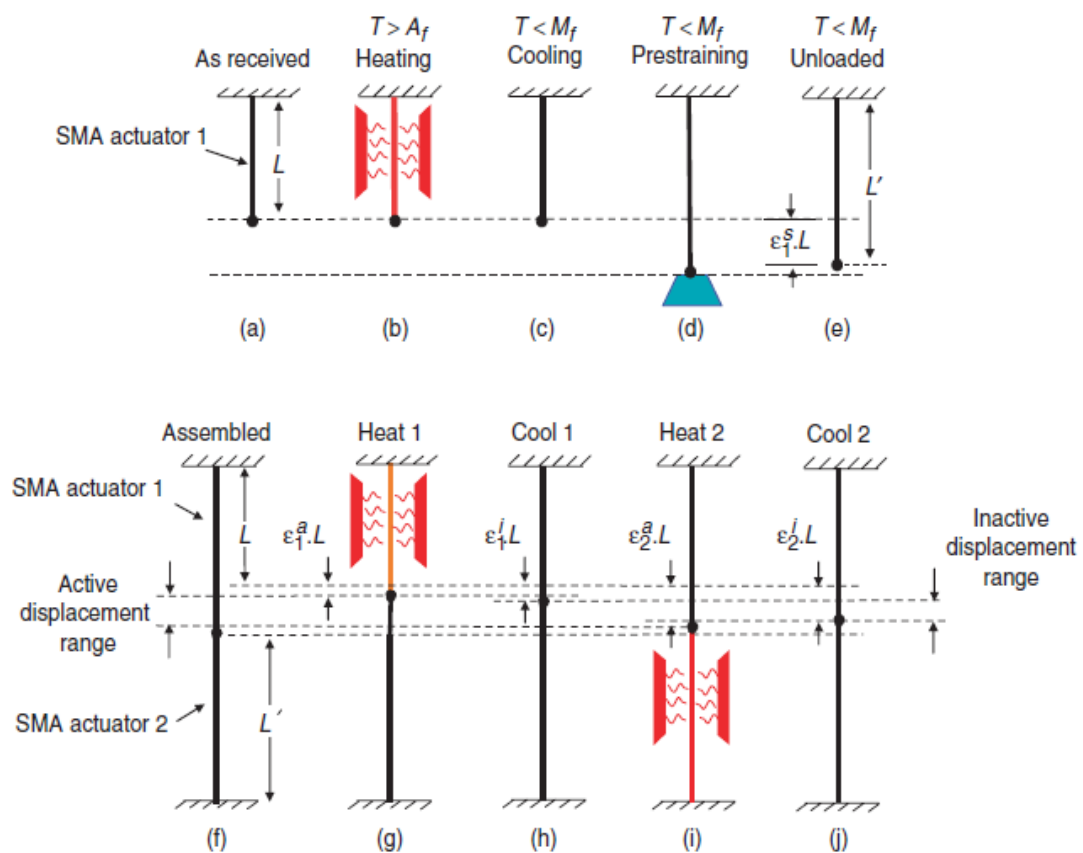


Figura 1.25: Pre-deformazione e ciclo di attuazione di un attuttore antagonista

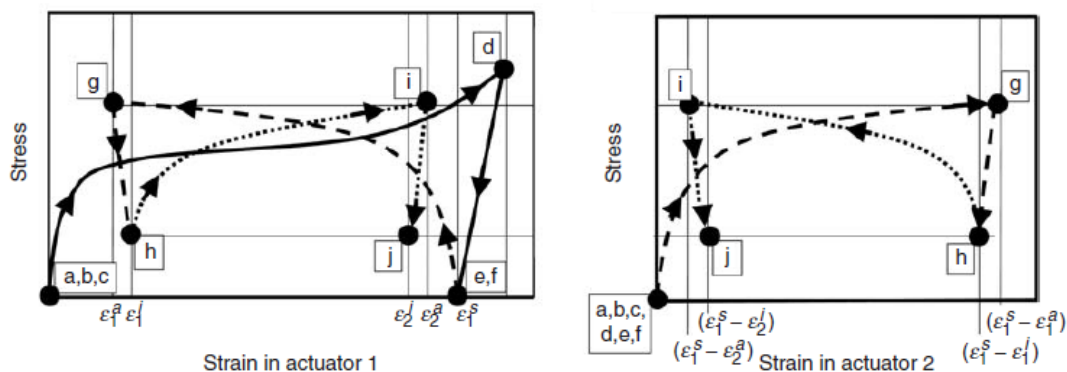


Figura 1.26: Curve sforzo-deformazione per ognuno dei due attuatori

Si vincola un secondo attuttore non deformato al primo, inizia a questo punto il ciclo completo di attuazione del sistema assemblato, in Figura 1.25 (g) il primo attuttore viene riscaldato al di sopra della temperatura di inizio trasformazione in austenite (A_s), ciò comporta una contrazione con relativa estensione del sottostante fino ad una condizione di equilibrio nella quale non viene raggiunta la contrazione massima del primo attuttore, in quanto l'energia necessaria ad allungare il secondo viene sottratta alla contrazione del primo, questa costituisce la prima configurazione. Al termine del riscaldamento l'inevitabile ritorno a temperatura ambiente del primo attuttore provoca uno spostamento seppur lieve verso il basso del sistema dovuto alla presenza degli sforzi di recupero della fase martensite nel secondo (configurazione due). I successivi ultimi due passaggi sono identici a quelli citati invertendo i protagonisti del processo e vanno a formare le due posizioni di equilibrio mancanti.

Dopo l'operazione di *training* si possiede ora un sistema di due fili in grado di muoversi tra i punti (g) e (j) di Figura 1.25 mediante apporto di calore alternativamente al primo o al secondo attuttore.

Quanto descritto finora è inoltre schematizzato sotto forma di curve sforzo-deformazione per ognuno dei due attuatori in Figura 1.26.

1.4.2 Applicazione di un sistema di attuatori antagonisti a un profilo *morphing*

Il sistema basato sugli attuatori antagonisti, schematizzato nel paragrafo precedente, viene illustrato facendo riferimento ad un esempio di struttura *morphing* tratta dalla letteratura [27]. L'applicazione rappresenta un dimostratore di una struttura flessibile al cui interno sono inserite delle strisce di NiTiNOL, in grado di modificare la propria forma con continuità.

Le strutture di supporto sono costituite da anelli chiusi in grado di muoversi ruotando rispetto agli altri, riconducibili per morfologia e funzione a vertebre (Figura 1.27).

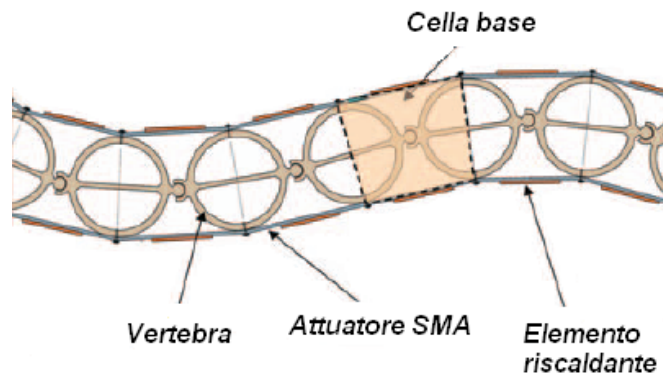


Figura 1.27: Esempio di modello di supporto costituito da vertebre flessibili

I pannelli superiori ed inferiori della cella base evidenziata in Figura 1.27 si comportano a tutti gli effetti come attuatori antagonisti, mostrando la capacità di assumere in tutto quattro differenti configurazioni, riconducibili a quelle descritte precedentemente in Figura 1.25.

La soluzione studiata presenta innumerevoli vantaggi in termini di ottimizzazione delle prestazioni, primo fra tutti il fatto di non richiedere un continuo apporto di calore (e dunque di energia) al sistema per mantenere la forma ottenuta, risulta perciò nel complesso piuttosto elegante.

Non mancano però aspetti, di cui va tenuto indubbiamente conto, che introducono complicazioni nel progetto. La soluzione adottata, una volta applicata per riprodurre un profilo *morphing*, prevede infatti che gli stessi elementi in NiTiNOL fungano anche da pannelli di rivestimento i quali, in una reale struttura aeronautica, devono:

- raccogliere i carichi aerodinamici
- garantire la rigidità torsionale e a taglio dell'intera superficie aerodinamica

Non sono inoltre da trascurare problemi legati al trasferimento di carico dai pannelli alla struttura interna e all'ottenimento di una adeguata rigidità flessionale in apertura. È presumibile che il dimensionamento strutturale porti a pesi non accettabili considerato l'elevato peso specifico del NiTiNOL. Per soluzioni realistiche, quindi, è opportuno pensare a rivestimenti che integrino gli attuatori in soluzioni strutturali adeguatamente pensate per il *morphing*. Da questo punto di vista, gli studi effettuati sulle strutture *morphing* passive presso il Politecnico di Milano, sono di notevole interesse. In tali studi, infatti, ci si è concentrati sugli aspetti strutturali e le soluzioni prese in considerazione rappresentano affidabili punti di partenza per lo sviluppo di soluzioni attuate.

Da ricordare, infine, l'impossibilità di sfruttare la soluzione proposta per aumentare la corda del profilo. Infatti, le strutture di supporto vertebrali non consentono allungamenti o accorciamenti e, inoltre, l'attivazione contemporanea degli attuatori a una via posti sul dorso e sul ventre del profilo non consentirebbe

di sfruttare il concetto di attuatore antagonista.

1.5 Conclusioni

Il capitolo introduttivo ha visto la descrizione di soluzioni passive per la caratterizzazione della struttura interna (chirale) e del rivestimento esterno (laminati compositi corrugati) per la progettazione di un profilo con caratteristiche *morphing*. In seguito sono state presentate le caratteristiche della lega a memoria di forma NiTiNOL, sia evidenziandone le proprietà che chiarendo l'idea di un impiego quale sistema di attuazione integrato nel rivestimento flessibile.

Il lavoro svolto in fase di ricerca ha analizzato una notevole quantità di varianti per il sistema di attuazione e nel Capitolo 3 viene illustrata una soluzione che consente di prevedere sviluppi applicativi interessanti.

Capitolo 2

Approccio numerico per la modellazione semplificata di attuatori in NiTiNOL

Indice

2.1	Modelli per l'attuazione basati su coefficienti di dilatazione termica equivalente	26
2.1.1	Implementazione di modelli basati su coefficienti efficaci in un codice FEM	29
2.1.2	Calibrazione e validazione mediante prove <i>isolength</i>	31
2.1.3	Calibrazione e validazione mediante prove a presforzo costante	36
2.2	Modellazione del raffreddamento e delle proprietà in fase martensitica	39
2.2.1	Modello del materiale per la fase martensitica	39
2.2.2	Sostituzione dei materiali nelle procedure di analisi	40

2.1 Modelli per l'attuazione basati su coefficienti di dilatazione termica equivalente

Esistono in letteratura numerosi modelli in grado di descrivere più o meno fedelmente il comportamento delle leghe a memoria di forma. Tra questi alcuni sono fondati sulla creazione di una legge costitutiva *ad hoc* per il materiale, come ad esempio il caso del modello di Lagoudas [19] che, nella sua elevata complessità, oltre alla descrizione del meccanismo a due vie, permette di rappresentare molti comportamenti particolari come ad esempio i cicli termici ripetuti, le trasformazioni parziali e i cicli minori d'isteresi.

Un altro genere di approccio considera la modellazione delle leghe a memoria di forma attraverso il loro comportamento a livello micromeccanico. Tali approcci si basano sull'utilizzo di variabili macroscopiche quali sforzo, deformazione e temperatura.

Un modello di questo tipo è stato sviluppato da Turner [7] presso il NASA Langley Research Center nel 2001. Esso rinuncia alla capacità di predizione del complesso comportamento che caratterizza questo genere di materiali risultando perciò generalmente più restrittivo rispetto a molte altre leggi, ma ha, d'altro canto, l'innegabile vantaggio della semplicità di utilizzo e implementazione all'interno di codici ad elementi finiti, richiedendo l'inserimento di poche proprietà ingegneristiche fondamentali. Questo genere di approccio è stato originariamente pensato per la progettazione di laminati in composito al cui interno ci fosse la possibilità di inglobamento di attuatori costituiti da leghe a memoria di forma [2],[3],[5].

Il modello si basa sulla rappresentazione della contrazione dovuta alla trasformazione austenite-martenite attraverso la definizione di coefficienti di dilatazione termica equivalente. Il legame termoelastico non lineare parte dalla definizione della deformazione totale:

$$\varepsilon = \varepsilon_e + \varepsilon_{th} + \varepsilon_m + \varepsilon_p \quad (2.1)$$

Dove ε_e è la deformazione elastica, ε_{th} quella termica, ε_m è la deformazione dovuta alla trasformazione di fase ed infine ε_p è quella legata alla fase plastica. In prima approssimazione è possibile trascurare la deformazione plastica, mentre è già noto il legame costitutivo che genera la deformazione elastica:

$$\varepsilon_e = \frac{1}{E(T)}\sigma \quad (2.2)$$

È inoltre possibile assemblare in un solo termine la deformazione termica e martensitica, definendo un unico coefficiente di espansione termica efficace (ECTE) non lineare che, moltiplicato per la variazione di temperatura, fornisca il valore aggregato della deformazione derivante dalla vera e propria dilatazione termica

e della deformazione associata alla trasformazione di fase. In particolare, considerando la temperatura di inizio trasformazione in fase austenite come punto di separazione per quanto riguarda la determinazione del comportamento della lega, è possibile scrivere:

$$\varepsilon_{TH}(T) = \varepsilon_{th} + \varepsilon_m = \alpha_E(T)(T - T_0) \quad (2.3)$$

$$\text{per } T < A_s \quad \varepsilon_{TH}(T) = \varepsilon_{th}(T) = \alpha_M(T - T_0) \quad (2.4)$$

$$\text{per } T = A_s \quad \varepsilon_{TH}(T) = \varepsilon_{th}(T) = \alpha_M(A_s - T_0) \quad (2.5)$$

$$\text{per } T > A_s \quad \varepsilon_{TH}(T) = \alpha_E(T)(T - A_s) + \alpha_M(A_s - T_0) \quad (2.6)$$

Nelle quali T_0 rappresenta la temperatura di riferimento, α_E il coefficiente di espansione termica efficace e α_m il coefficiente di dilatazione termica associato alla fase martensitica del materiale.

Dalla relazione (2.6), rappresentativa della trasformazione della lega, è possibile ricavare per inversione il coefficiente di espansione termica efficace:

$$\alpha_E(T) = \frac{\varepsilon_{TH}(T) + \alpha_M(T_0 - A_s)}{(T - A_s)} \quad (2.7)$$

La formula 2.7 consente di definire un coefficiente di dilatazione efficace in grado di modellare la deformazione durante la trasformazione di fase. Per la calibrazione del modello, Turner [2],[5] ha proposto tre prove sperimentali:

- Prove al calorimetro differenziale (DSC)
- Prove *isothermal*
- Prove *isolength*

La prima prova viene utilizzata per la determinazione della temperatura di inizio trasformazione in fase austenite (A_s) e consiste nell'utilizzo della calorimetria a scansione differenziale la quale, misurando la differenza di flusso di calore emesso ed assorbito tra un campione ed un riferimento inerte entrambi sottoposti al medesimo ambiente, ne ricava le temperature corrispondenti ai passaggi di fase del campione.

Le successive prove sperimentali vengono utilizzate per ricavare i due termini dell'equazione:

$$\varepsilon_{TH}(T) = \frac{\sigma_{rec}(T)}{E(T)} \quad (2.8)$$

Con la prova denominata *'isothermal'* vengono ricavati i moduli elastici del materiale eseguendo prove di trazione a temperatura costante e ripetendo la prova per ogni temperatura desiderata. Infine l'ultimo test permette di ricavare lo sforzo di recupero, ovvero lo sforzo che la lega è in grado di esercitare nel passaggio tra la fase martensite e quella austenite, viene eseguito vincolando il provino alle traverse di una macchina in cui è presente una cella di carico. Mantenendo costante la posizione dei due lembi viene dunque registrato lo sforzo che esso genera quando attivato sotto condizioni di incastro.

Avendo a disposizione le quantità mancanti è possibile ricavare tramite la sopra citata relazione (2.7) l' $\alpha_E(T)$ che permette di modellare agli effetti esterni il comportamento del materiale.

Per quanto detto in precedenza, però, questa soluzione di modellazione è stata originariamente pensata per attuatori inglobati in strutture composite che permettano un ancoraggio tale da simulare una situazione di completo incastro. Nelle applicazioni reali, in effetti, la condizione potrà essere intermedia fra quelle a spostamento vincolato e quella in cui l'attuatore agisce libero da vincoli. La condizione dipenderà, in effetti, dal rapporto di rigidità fra gli elementi attuatori e la struttura attuata. Il composito corrugato, la struttura portante della *morphing skin*, è progettato appositamente per consentire una rigidità molto bassa in direzione della corda (che risulta anche la direzione principale di attuazione) e per questo è molto lontano dalle ipotesi introdotte da Turner per la calibrazione. Pertanto la calibrazione proposta da Turner non sembra essere ottenuta in condizioni adatte a rappresentare l'attuazione quando l'attuatore esercita la propria azione su strutture non particolarmente rigide e la sua condizione di lavoro si avvicina a quella dell'attuatore libero, in assenza di vincoli e sforzi.

Una soluzione alternativa alla calibrazione dei coefficienti secondo Turner viene messa in atto per ovviare alle mancanze appena indicate, in particolare viene ripensata la prova *isolength* e sostituita con una differente.

Il nuovo approccio considera dunque:

- Prove al calorimetro differenziale (DSC)
- Prove *isothermal*
- Prove di deformazione con precarichi costanti nel tempo

Il terzo punto è caratterizzato da un set di test sperimentali nei quali uno *stock* di fili di NiTiNOL del diametro di 0.381 mm viene pre-allungato mediante una deformazione imposta di circa il 4% e successivamente attivato tramite riscaldamento [16] [19]. Lo strumento utilizzato è il *Dynamic Mechanical Analyzer (DMA)*

nel quale, a seguito dell'afferraggio del campione è possibile applicare precarichi ai morsetti e misurare con elevata accuratezza temperatura, sforzo e deformazione del campione. La misura della contrazione viene registrata costantemente durante l'innalzamento della temperatura, le prove vengono eseguite al variare del precarico applicato a partire da un valore nullo. Viene in questo modo descritta l'influenza del presforzo sul comportamento della lega in termini di autorità. Si ricostruiscono numericamente le curve ottenute dalla prova mediante l'utilizzo dei coefficienti di espansione termica, sfruttando la relazione 2.9. Tramite quest'ultima, conoscendo i dati sperimentali delle prove descritte, è possibile ricostruire (per inversione della 2.9) i CTE equivalenti.

$$\varepsilon_E = \alpha_E(T - T_0) \quad (2.9)$$

Va notato che, a differenza del caso della calibrazione secondo Turner, si ha ora a che fare con un set di prove sperimentali di deformazione vs temperatura al variare del precarico applicato. Ciò presuppone la costruzione di una serie di curve di calibrazione (vettori contenenti i coefficienti di espansione termica al variare della temperatura), ognuna delle quali rappresentativa della differente condizione di presforzo nella lega.

2.1.1 Implementazione di modelli basati su coefficienti efficaci in un codice FEM

Il modello numerico del comportamento delle leghe a memoria di forma è implementato nel codice commerciale ABAQUS, utilizzando un materiale elastico con proprietà meccaniche e coefficienti di dilatazione termica dipendenti dalla temperatura. La dipendenza delle suddette proprietà con la temperatura è inserita in forma tabulare, utilizzando le card *ELASTIC ed *EXPANSION nei file di input per il solutore.

La temperatura T_0 di riferimento prima citata è inserita attraverso l'opzione 'ZERO' nella card *EXPANSION e rappresenta la condizione rispetto alla quale eseguire le variazioni termiche imposte. Il modello così definito può essere utilizzato per analisi nelle quali si fornisce la temperatura finale, oppure analisi di transitori di temperatura.

È importante sottolineare come il codice specificamente utilizzato, ABAQUS, utilizza i coefficienti di dilatazione termica. In generale infatti sono due le formulazioni possibili:

- tangente : $\frac{dL}{L} = d\varepsilon = \alpha_t dT$
 - secante : $\frac{L-L_0}{L_0} = \varepsilon = \alpha_s(T - T_0)$
-

Le loro differenze sono ben comprensibili in Figura 2.1. Entrambe le formulazioni possono essere utilizzate nei codici FEM, ma è fondamentale, per la corretta calibrazione del modello mediante le equazioni 2.7 o 2.9, conoscere quella usata dal codice.

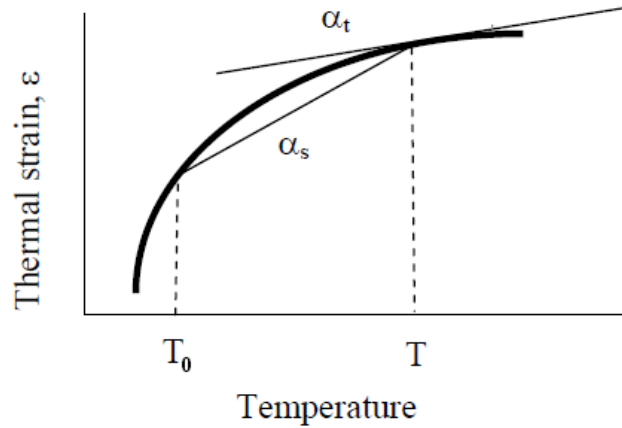


Figura 2.1: Differenza tra CTE tangente e secante

La formulazione tangente è conveniente nelle analisi esplicite non lineari in cui le proprietà dei materiali sono calcolate istantaneamente e di conseguenza uno stato di riferimento, come presente in quella secante (temperatura T_0), non è necessario.

L'utilizzo dei coefficienti di espansione termica secanti è quello richiesto da ABAQUS che specifica nel manuale, con riferimento alla Figura 2.2, l'equazione rappresentativa dell'effetto di deformazione termica:

$$\varepsilon_{th}(\theta) = \alpha(\theta)(\theta - \theta_0) - \alpha(\theta_I)(\theta_I - \theta_0) \quad (2.10)$$

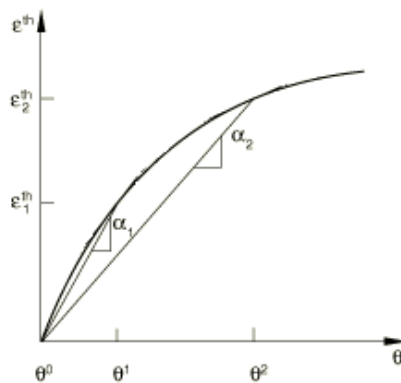


Figura 2.2: Utilizzo del CTE in ABAQUS

Il termine θ_0 rappresenta la temperatura di riferimento (inserita nella *card* con l'opzione 'ZERO') mentre il termine θ_I quella iniziale assegnata alla struttura.

2.1.2 Calibrazione e validazione mediante prove *isolength*

Il punto di partenza del lavoro di tesi è stato quello di riprendere un database di prove sperimentali eseguite in passato su uno *stock* di fili di NiTiNOL [17]. Si utilizzano queste ultime sfruttando la calibrazione proposta da Turner per ricavare i coefficienti di espansione termica necessari alla descrizione del comportamento della lega.

La temperatura di inizio trasformazione in fase austenite (A_s) deriva dalle prove al calorimetro differenziale (DSC) su fili di NiTinol del diametro di 0.381 mm (Figura 2.3) [17],[16].

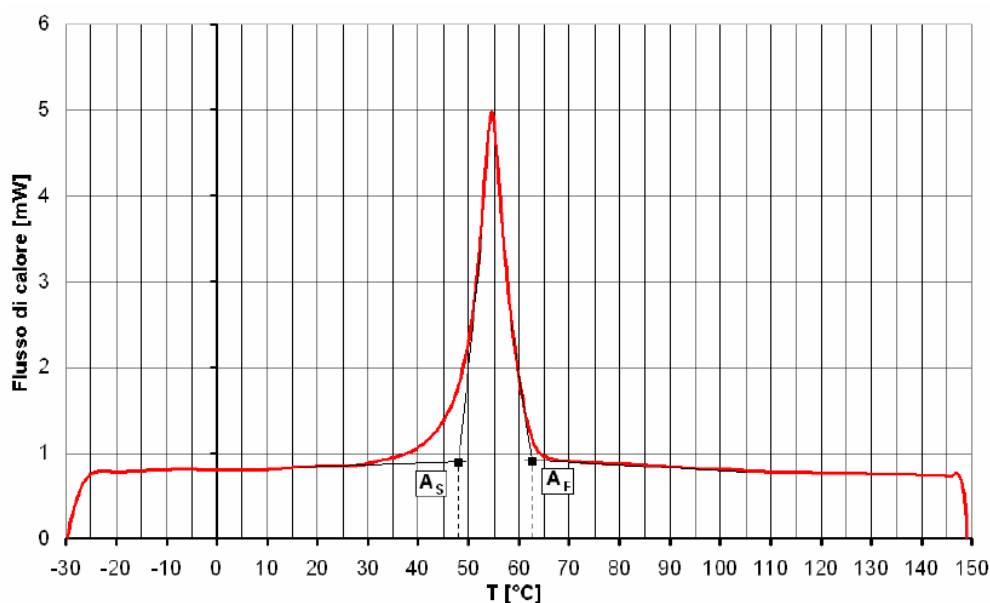


Figura 2.3: Prova al calorimetro differenziale

La successiva prova sperimentale di interesse è la cosiddetta *isothermal*, l'attrezzatura utilizzata consiste in una macchina elettromeccanica e un forno in cui è alloggiato il provino fissato agli afferraggi, tramite questa strumentazione è possibile fare una valutazione dei moduli elastici del materiale a temperatura costante. Si utilizzano per questo calcolo unicamente i primi tratti elastici delle curve $\sigma - \varepsilon$. In Figura 2.4 i risultati catalogati da precedenti lavori di tesi [17] (per i valori numerici si veda la Tabella 2.1).

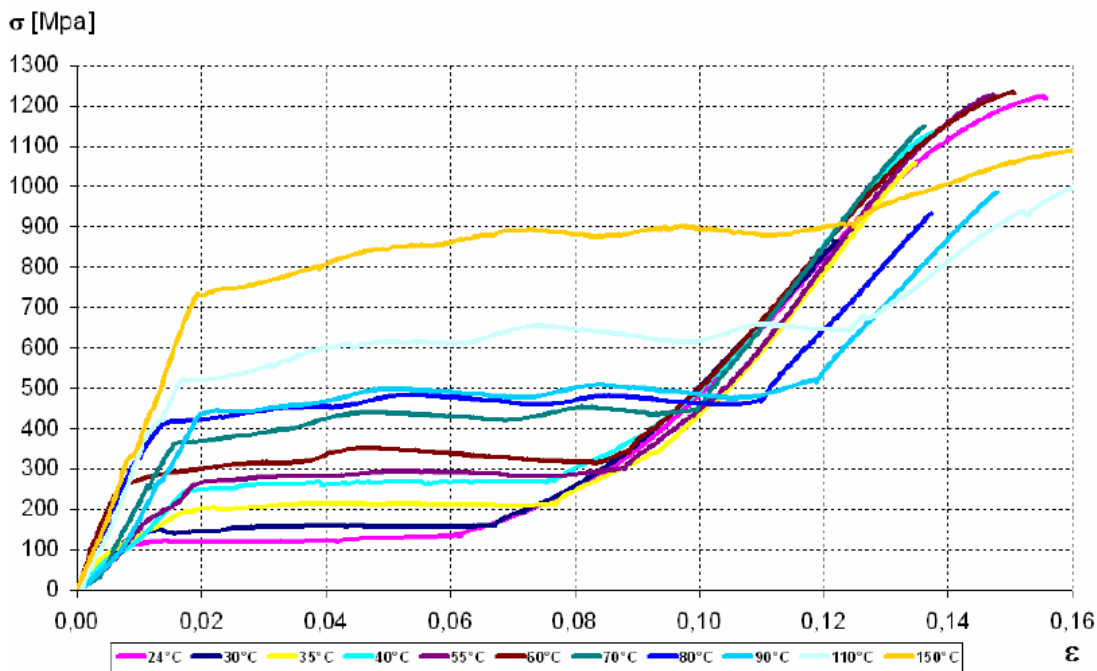


Figura 2.4: Prove di trazione al variare della temperatura

Tabella 2.1: Moduli elastici al variare della temperatura

Temperatura [°C]	E [MPa]
24	21529
30	19905
35	21303
40	21483
55	38346
60	43625
70	55325
80	57519
90	55440
110	58790
150	57750

Infine l'ultimo dato di interesse riguarda i test di attivazione della lega in condizioni di vincolo agli estremi del provino (*isolength*). Il carico applicato è risultante dall'apporto di calore al materiale che, aumentando la sua temperatura esibisce la trasformazione di fase in austenite manifestando degli sforzi di recupero nel tentativo impedito di accorciamento, registrati mediante opportuna cella di carico al variare della temperatura (Figura 2.5).

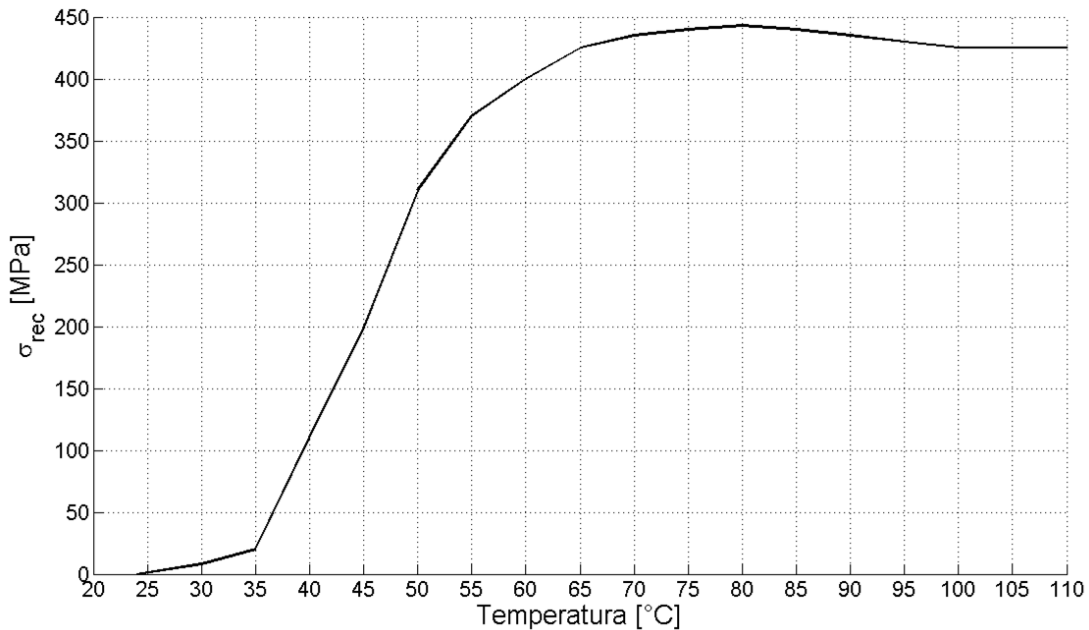


Figura 2.5: Prove di attivazione ad estremi vincolati

Tramite l'equazione 2.7 vista in precedenza è immediato il calcolo dei coefficienti di espansione termica al variare della temperatura, utilizzabili come proprietà del materiale nel modello numerico, essi descrivono agli effetti esterni il suo comportamento.

Validazione

Il modello utilizzato per lo scopo è molto semplice e consiste in un filo costituito da elementi di trave di sezione circolare del diametro di 0.381 mm (come da indicazioni) e di lunghezza 98 mm le cui estremità sono vincolate rigidamente ad incastro. Il modello viene 'attivato' imponendo una temperatura ai nodi tramite un'analisi statica non lineare (a fronte di una condizione iniziale di temperatura ambiente pari a 24 °C), per evitare gli effetti di concentrazione di sforzo alle estremità è stato richiesto in *output* il valore della reazione vincolare poi diviso per l'area nominale. Le ipotesi prese per generare i coefficienti di espansione termica sono di seguito riportate:

- $T_0 = A_s = 30 \text{ °C}$ quale temperatura di riferimento (opzione 'ZERO')
- per $T < A_s$: $\alpha_E = \alpha_M$

Sotto queste condizioni vengono calcolati i CTE elencati in Tabella 2.2, una loro rappresentazione grafica è invece fornita in Figura 2.6.

Tabella 2.2: Coefficienti di espansione termica

Temperatura [°C]	CTE [°C ⁻¹]
24	6.6100e-006
30	6.6100e-006
35	-1.8777e-004
40	-5.1203e-004
55	-3.8596e-004
60	-3.0564e-004
70	-1.9657e-004
80	-1.5404e-004
90	-1.3077e-004
110	-9.0364e-005

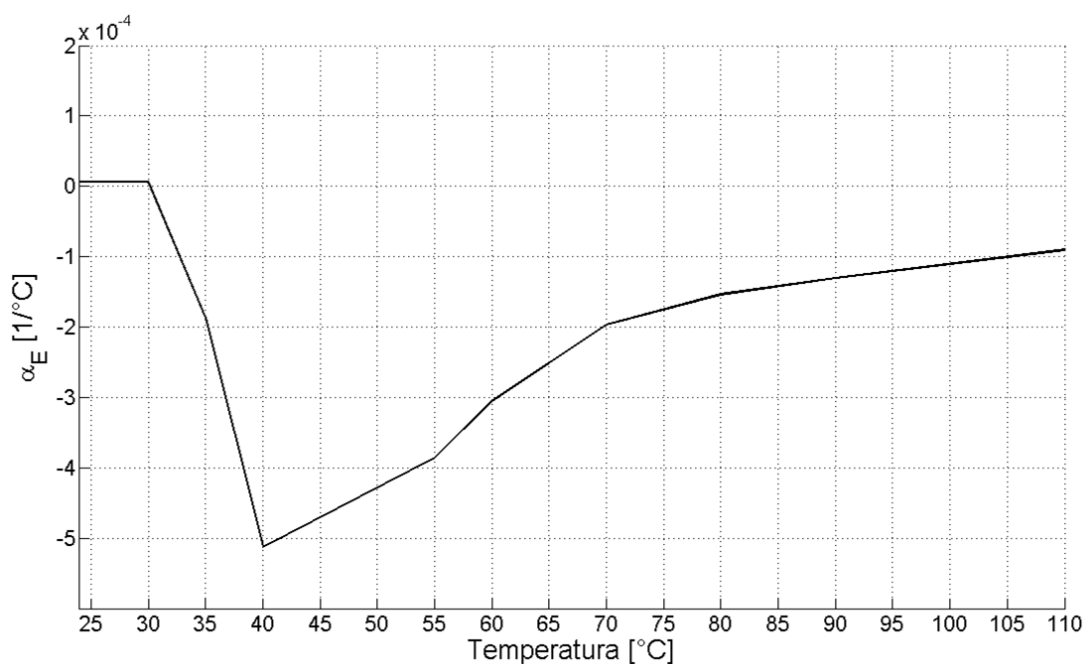


Figura 2.6: Andamento dei coefficienti di espansione termica con la temperatura

Il risultato dell'operazione di validazione, eseguita su medesimo modello presentato ad inizio del paragrafo è mostrato in Figura 2.7. Esso è perfettamente in grado di seguire l'andamento degli sforzi al variare della temperatura per la prova *isolength*.

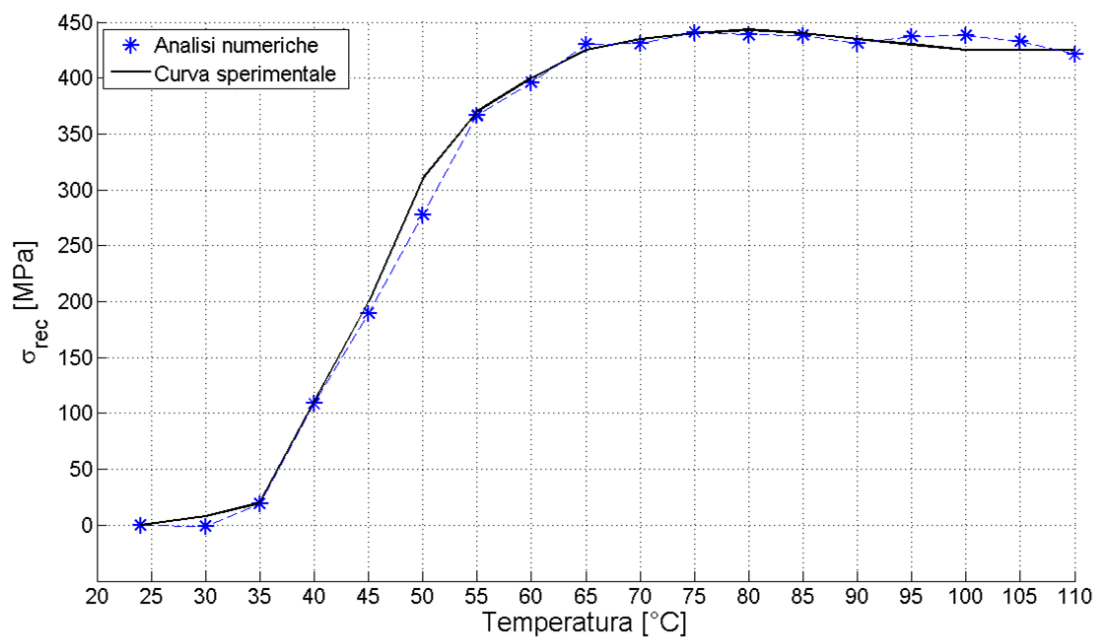


Figura 2.7: Confronto sforzo di recupero tra modello modificato e dati sperimentali

Il modello di NiTiNOL presentato è in grado di riprodurre in modo soddisfacente la cosiddetta fase di 'attivazione' nella quale, per mezzo dell'innalzamento della temperatura, si ha un accorciamento con conseguente messa in atto di uno sforzo di recupero.

2.1.3 Calibrazione e validazione mediante prove a presforzo costante

Per le ragioni viste in precedenza viene deciso di pensare ad una metodologia alternativa per calibrare il modello della lega a memoria di forma. Vengono prese in eredità dalla procedura di Turner l'idea di realizzare un impianto concettualmente semplice e di facile implementazione in un codice commerciale come ABAQUS, nonchè l'approccio basato su risultati sperimentali tale da permettere una descrizione agli effetti esterni del materiale utilizzando i coefficienti di espansione termica efficaci.

L'approccio basato sull'utilizzo di prove a presforzo costante è alternativo, come rimarcato in precedenza, a quello focalizzato sulle prove *isolength*. Mantenendo i risultati provenienti dai test DSC (Figura 2.3) e dalle valutazioni dei moduli elastici al variare della temperatura (Figura 2.4), vengono aggiunte le informazioni ricavate da prove sperimentali con precarichi costanti nel tempo [16]. Dei fili di NiTiNOL del diametro di 0.381 mm vengono preallungati di circa il 4%, successivamente afferrati ai due morsetti di una macchina in grado di applicare delle tensioni longitudinali costanti e infine riscaldati monitorando la temperatura e la deformazione.

Le prove vengono eseguite al variare del precarico applicato a partire da un valore nullo. Viene in questo modo descritta tramite i risultati ottenuti (vedi Figura 2.8) l'influenza del presforzo sul comportamento della lega in termini di autorità.

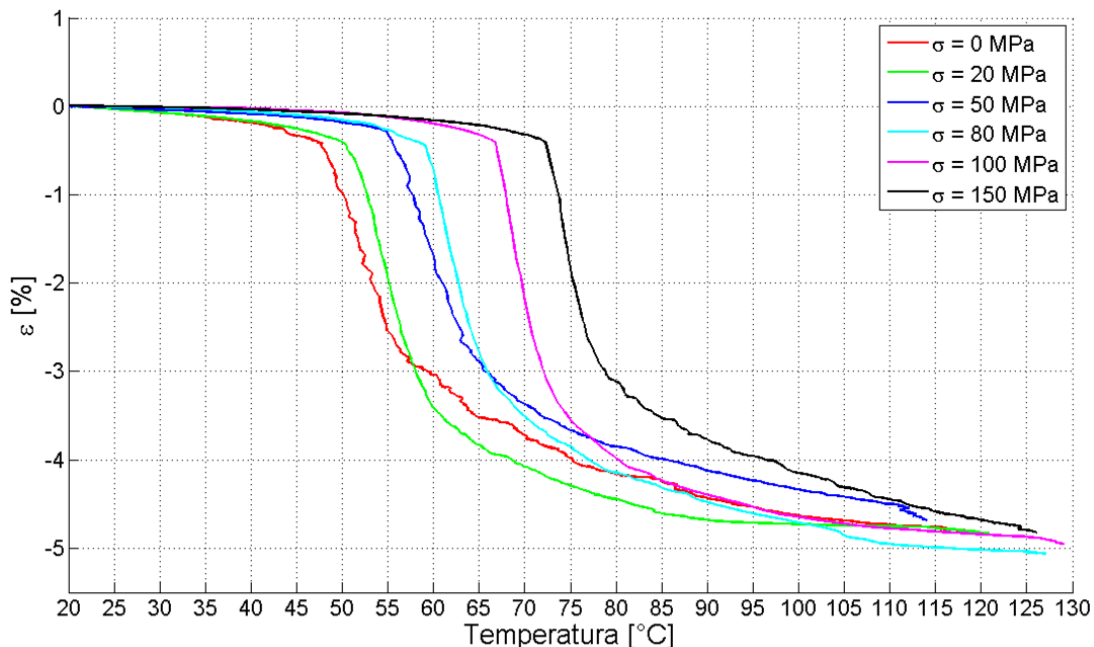


Figura 2.8: Deformazione dei fili in fase di attivazione al variare del presforzo

La costruzione dell'apposita *card* '* EXPANSION' viene affidata ad uno *script* Matlab appositamente realizzato che, prendendo in input i dati relativi alle de-

formazioni, calcola una serie di CTE al variare della temperatura compilando in automatico il file `.inp` necessario al modello ABAQUS.

Per le suddette ragioni di semplicità realizzativa vengono generati un numero di file pari ai valori di presforzo utilizzati, viene lasciato all'utente il compito di selezionare il file contenente la *card* più adeguata a seconda delle esigenze applicative del modello. I valori calcolati sono rappresentati in Figura 2.9.

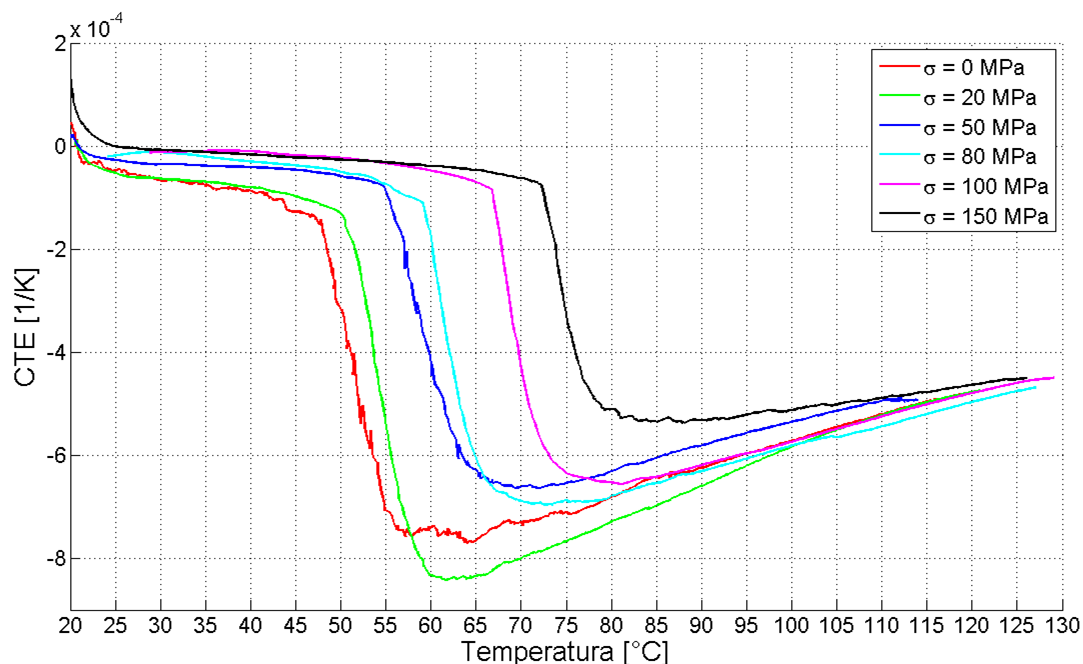


Figura 2.9: Coefficienti di espansione termica calcolati al variare del presforzo

Validazione

La validazione del modello ripercorre in senso inverso i passi eseguiti nella generazione delle proprietà del materiale, una volta assegnate esso deve essere in grado di riprodurre l'andamento delle deformazioni nelle condizioni tipo delle prove sperimentali.

Il modello numerico generato per lo scopo è il medesimo utilizzato nella sezione relativa alla validazione della calibrazione secondo Turner, trattasi dunque di un filo modellato a trave con le proprietà di cui sopra. La sola differenza rispetto al caso precedente è la presenza del vincolo ad incastro solamente ad un estremo della trave, potendo così simulare correttamente una prova a precarico nullo (*'strain free'*).

Vengono eseguite una serie di analisi statiche non lineari per la determinazione della configurazione finale di equilibrio ad una data temperatura.

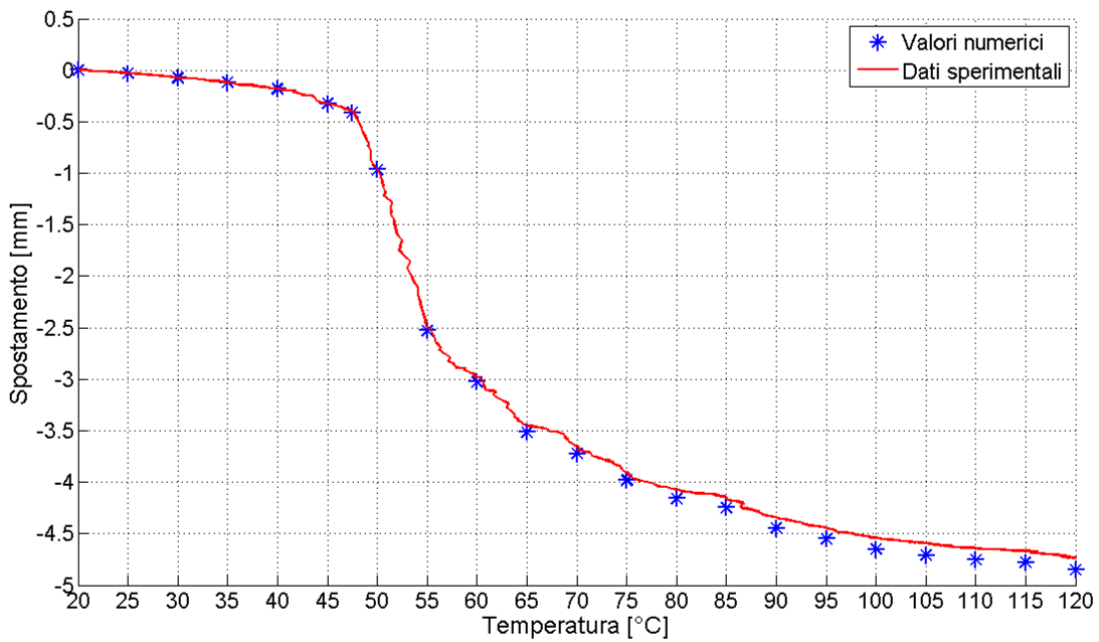


Figura 2.10: Validazione del modello con $\sigma_{PS} = 0$

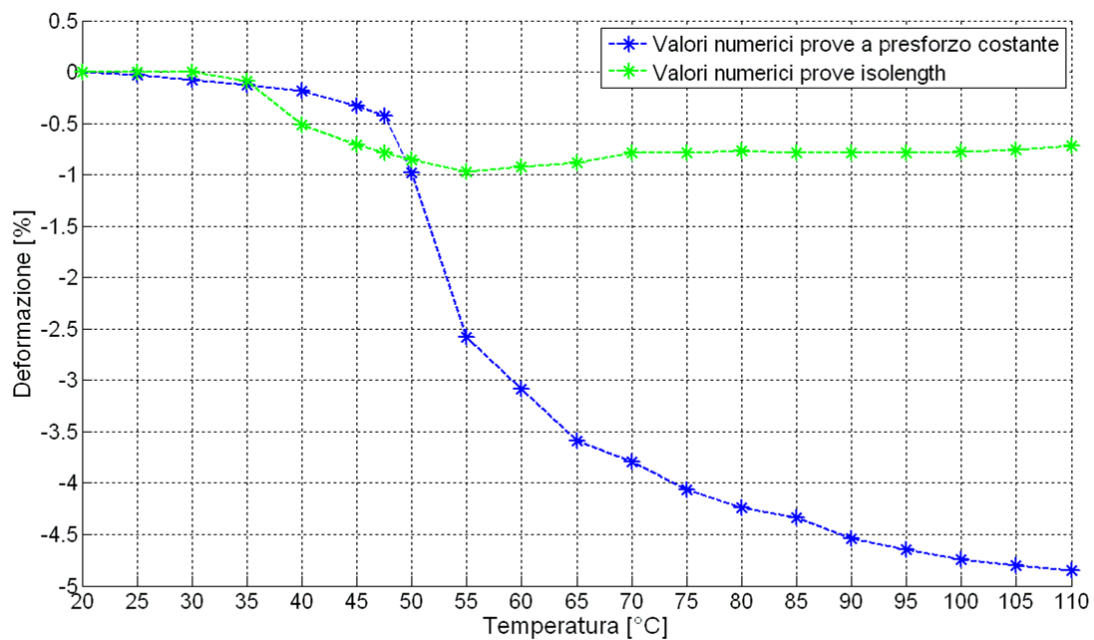


Figura 2.11: Confronto delle deformazioni tra approccio *islength* e presforzo costante nullo

Dai risultati in Figura 2.10 è possibile desumere l'efficacia della soluzione studiata nella descrizione della deformazione in condizioni non vincolate. La Figura 2.11 evidenzia come ciò non sia afferabile per l'approccio mediante prove *islength*. Quest'ultimo è infatti pensato per recuperare correttamente le informazioni circa lo stato di sforzo di una lega vincolata, non sembra essere adeguato, sulla base

dei dati sperimentali disponibili, per modellare il comportamento della lega in assenza di sforzi applicati.

Va altresì detto che, la mancata dipendenza della trasformazione dallo sforzo applicato nella validazione a precarico costante (che si ricorda genera una serie di CTE per ogni valore di sforzo) comporta che solo un modello più complesso sarebbe in grado di manifestare correttamente il comportamento nelle situazioni intermedie fra le due condizioni limite di calibrazione, *stress free* (prove *isolength*) e *strain free* (prove *isostress*).

2.2 Modellazione del raffreddamento e delle proprietà in fase martensitica

2.2.1 Modello del materiale per la fase martensitica

Le descrizioni finora presentate circa le caratteristiche volute per il NiTiNOL riguardano unicamente la procedura di attivazione, nella quale si ha il passaggio in fase austenite per riscaldamento. Tuttavia, per la modellazione di un sistema basato su attuatori ad una via, il modello precedente è insufficiente. L'analisi prosegue quindi con la descrizione della seconda fase, il raffreddamento. Con essa si prospetta un nuovo cambiamento di proprietà con il passaggio nella fase di martensite *twinned*. Da un punto di vista procedurale verranno utilizzati due materiali differenti: uno già presentato per l'attivazione, l'altro dedicato alla descrizione del raffreddamento e del *detwinning*. Dal momento che un vero e proprio cambio di materiale non è possibile all'interno di un modello, vengono sfruttate le possibilità offerte dal codice ad elementi finiti di operare una sostituzione di elementi fra due fasi successive (denominate *step*) di una stessa analisi. L'elemento sostituito e quello sostituito sono caratterizzati da un materiale differente, rendendo in questo modo possibile la variazione delle proprietà.

Il modello pensato per questa seconda fase, e di conseguenza la successiva di *detwinning*, non considera l'utilizzo dei coefficienti di espansione termica. Nella trasformazione dovuta al raffreddamento non si modella accoppiamento fra temperatura e deformazioni. È invece importante evidenziare la variazione delle proprietà meccaniche con la temperatura e caratterizzare il *detwinning*. Quest'ultimo fenomeno può essere rappresentato attraverso un comportamento elasto-plastico. Quindi la trasformazione viene trattata attraverso la costruzione di un materiale elasto-plastico dipendente dalla temperatura dove, a partire da una fase iniziale riscaldata si giunge per raffreddamento alla martensite *twinned*. Le curve che rappresentano la fase di abbassamento di temperatura sono state presentate in Figura 2.4. Le prove di trazione al variare della temperatura, allora utilizzate unicamente per ricavare i moduli elastici del materiale, assumono un significato più generale e visualizzano il cambiamento di proprietà meccaniche con la temperatura sia in campo elastico, che nel campo pseudo-plastico caratterizzante il *detwinning*. Per il materiale si adotta quindi un modello elasto-plastico associato

alla legge di snervamento di Von Mises. Le curve di incrudimento variano con la temperatura e sono descritte in forma tabulare attraverso una apposita *card* '*PLASTIC' in grado di gestire in modo esaustivo tutti i comportamenti desiderati.

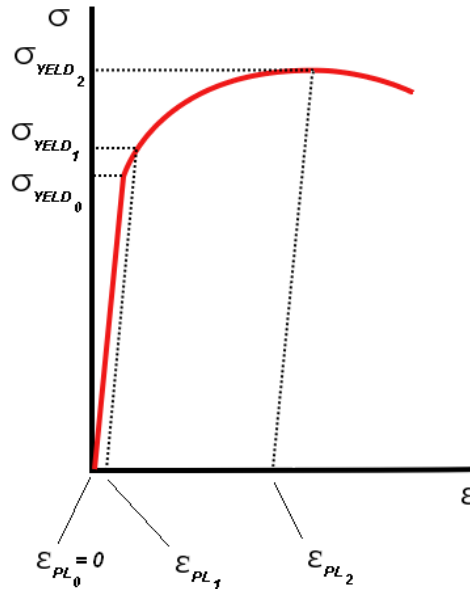


Figura 2.12: Materiale elasto plastico visto dalla *card* ABAQUS

La sequenza di parametri da inserire prevede, nell'ordine: sforzo di snervamento, relativa deformazione plastica, temperatura (Figura 2.12). Il modello per la fase di raffreddamento va ad integrare il precedente relativo all'attivazione. Trattandosi però di due materiali sostanzialmente diversi nasce ora la necessità di poterli sostituire l'uno con l'altro a piacimento durante l'analisi.

2.2.2 Sostituzione dei materiali nelle procedure di analisi

Precedentemente sono stati creati materiali distinti i quali rappresentano ciascuno una delle due fasi caratteristiche del NiTiNOL, rimane dunque il problema da affrontare circa la loro coesistenza in un modello ad elementi finiti. Il punto fondamentale della questione è l'impossibilità di operare una sostituzione di materiale durante una simulazione. Bisogna dunque trovare una soluzione che permetta di ricreare la situazione voluta compatibilmente con le esigenze *software*, sfruttando la capacità del codice ABAQUS di operare analisi strutturali per *step* successivi.

La soluzione sfrutta un'opzione prevista da ABAQUS, che viene implementata attraverso una specifica *card* (*MODEL CHANGE) e che permette la rimozione o la riattivazione di elementi all'interno del modello ad analisi in corso:

Rimozione

Appena prima dello *step* di rimozione il solutore trasferisce le forze (o i flussi di forza) della regione interessata e li colloca ai nodi di bordo che la congiungono alla rimanente parte della struttura. Le forze sono quindi portate a zero con un andamento graduato a rampa per minimizzare l'effetto che la rimozione ha sul resto del modello. La fase di rimozione è quindi una vera e propria analisi non lineare che modella la progressiva eliminazione delle forze trasmesse dagli elementi eliminati.

Riattivazione

Nel momento stesso dell'inizio dello *step* apposito gli elementi sono reinseriti nel modello in uno stato di sforzo e deformazione nulli. Ne consegue che la posizione assunta nel momento della reintroduzione rappresenta per gli elementi la configurazione iniziale.

Nel caso in cui si abbia a che fare con simulazioni che prevedano elevati spostamenti, è opportuno tener conto del fatto che i nodi degli elementi precedentemente rimossi e poi riattivati conservano la loro ultima posizione conosciuta nell'istante della rimozione, a meno che questi stessi nodi non siano condivisi con una parte della struttura che rimane attiva. Per questo motivo è consigliabile utilizzare degli elementi duplicati che condividano gli stessi nodi con quelli originali. In questo modo due tipi di elementi possono essere alternativamente rimossi e riattivati tenendo continuamente traccia della posizione dei loro nodi.

Verifica

La procedura basata sulla riattivazione e rimozione di elementi è di notevole interesse per la modellazione del comportamento delle leghe a memoria di forma. Essa viene valutata inizialmente sul modello a trave del filo di NiTiNOL, già utilizzato nel par. 2.1, vincolato ad un estremo. Nelle nuove analisi, tuttavia, l'altro estremo è vincolato ad una molla non lineare con rigidità trascurabile rispetto al filo, che permette di raccogliere informazioni circa lo stato di carico della struttura. Il tutto è rappresentato in Figura 2.13.

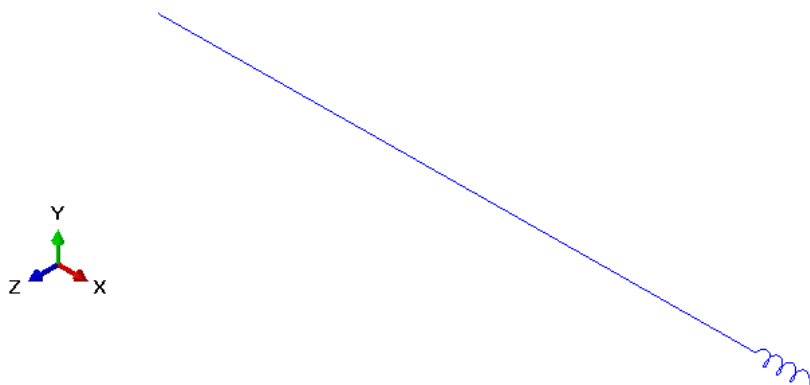


Figura 2.13: Modello numerico del filo con una molla lineare al suo estremo

Vengono creati elementi di trave doppi e sovrapposti (condividenti cioè i medesimi nodi), uno con il materiale per l'attivazione e l'altro con quello per il raffreddamento, in questo modo aggiungendo o togliendo uno dei due *set* vengono cambiate le proprietà del materiale semplicemente operando una sostituzione di elementi. Partendo da una *mesh* iniziale completa i passi sono i seguenti:

- STEP 1 : rimozione fili martensite: la struttura è scarica e la rimozione non comporta alcuna alterazione dello stato di equilibrio
 - STEP 2 : attivazione mediante variazione della temperatura ai nodi: gli elementi che modellano la fase austenitica, gli unici attivi, si contraggono
 - STEP 3 : aggiunta fili martensite: essendo l'aggiunta a sforzo nullo i fili di martensite, che si sovrappongono a quelli di austenite, sono per il momento scarichi
 - STEP 4 : rimozione fili austenite: le forze trasmesse dai fili di austenite vengono trasferite ai nodi della struttura e gradualmente portate a zero; tuttavia i fili di martensite si oppongono, con la loro rigidità, alla espansione della struttura stessa
 - STEP 5 : carico fili simulante la fase di *detwining*: una forza esterna è applicata all'estremo vincolato con la molla per verificare il comportamento in fase di *detwining*
-

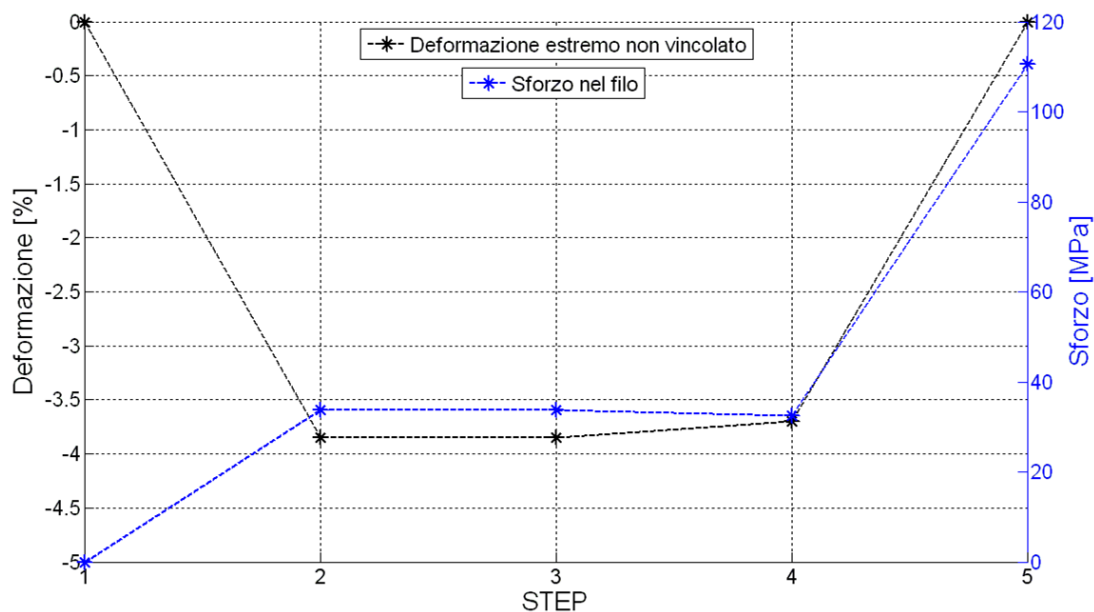


Figura 2.14: Andamento di sforzi e deformazioni nel filo per step successivi

Per mezzo della molla la fase di attivazione presenta la generazione di sforzo di trazione nel filo. Questo stesso sforzo viene successivamente trasferito ai fili sostitutivi, provocandone una lieve de-contrazione (da *step 3* a *step 4*) a causa della diminuzione del modulo elastico della martensite rispetto all'austenite (Figura 2.14). Lo *step* finale è caratterizzato da un nuovo aumento di sforzo fino ad un valore corrispondente alla zona pseudo-plastica della martensite *detwinned*. È da osservare che solo i punti iniziali e finali degli *step* sono riportati in Figura 2.14. In particolare, nella fase finale di applicazione del carico, il materiale segue una curva elasto-plastica in base alla legge di plasticità attribuitagli. Le deformazioni sono la naturale conseguenza degli effetti precedentemente analizzati, esse infatti mostrano inizialmente un accorciamento del filo (*step 2*) seguito dalle fasi di sostituzione di elementi (*step 4* con conseguente adattamento) e infine ritorno alla configurazione iniziale.

Conclusioni

L'analisi numerica effettuata mostra la validità di un approccio mediante sostituzione di elementi da utilizzare come espediente per un cambio di proprietà del materiale durante la simulazione. Questo test sarà in seguito utilizzato come base di partenza per la realizzazione del ciclo completo di attivazione-raffreddamento-*detwinning* nel modello del corrugato.

Capitolo 3

Progetto di un rivestimento attuato

Indice

3.1	Modello del rivestimento passivo	46
3.1.1	Compositi corrugati per rivestimenti flessibili	46
3.1.2	Modello ad elementi finiti	48
3.1.3	Modellazione dell'elastomero	51
3.1.4	Modello completo del rivestimento passivo	55
3.2	Attuazione	61
3.2.1	Modello del rivestimento attuato	61
3.2.2	Procedure di analisi per l'attuazione	62
3.2.3	Modello analitico di confronto del rivestimento attuato	65
3.2.4	Confronto analitico-numerico	67
3.3	Soluzioni per il <i>detwinning</i> e il recupero della confi- gurazione indeformata	68
3.3.1	Modellazione della fase di raffreddamento	68
3.3.2	Meccanismo proposto per il <i>detwinning</i>	69
3.3.3	Modellazione della fase di <i>detwinning</i>	70
3.3.4	Considerazioni sulla progettazione del rivestimento at- tuato	76

3.1 Modello del rivestimento passivo

Il Capitolo 1 ha messo in evidenza le necessità legate alla progettazione di rivestimenti per strutture *morphing* e ne ha presentato la soluzione realizzata al Politecnico di Milano. Di seguito viene ripresa la configurazione precedentemente descritta e ne vengono studiate le caratteristiche facendo ausilio delle informazioni ricavate da precedenti lavori di tesi.

3.1.1 Compositi corrugati per rivestimenti flessibili

Le strutture corrugate sono state considerate di notevole interesse per assolvere ai compiti demandati ad un rivestimento flessibile per strutture *morphing*. La loro capacità di permettere grandi deformazioni recuperando successivamente la forma consente la movimentazione necessaria alla struttura, inoltre la bassa rigidezza membranale favorisce la riduzione dell'energia di attuazione necessaria al moto. Infine, la notevole rigidezza flessionale fornisce la resistenza ai carichi aerodinamici. La geometria corrugata è presentata in Figura 3.1.

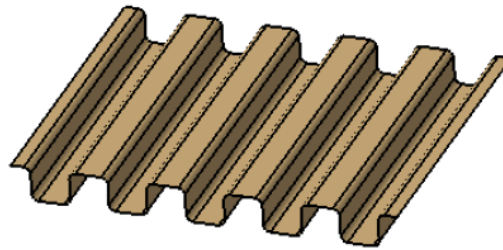


Figura 3.1: Geometria del corrugato

Vengono di seguito riportati i concetti fondamentali presenti nel modello analitico per la descrizione del comportamento di strutture corrugate. Esso è stato utilizzato in fasi di studio antecedenti questo lavoro per la caratterizzazione delle rigidezze del corrugato e il loro confronto con modelli numerici ad elementi finiti più dettagliati nonché prove sperimentali [18].

L'approccio analitico è di notevole semplicità e consente uno studio agevolato delle caratteristiche delle strutture in questione, esso considera il composito corrugato come una equivalente piastra ortotropa calcolando le proprietà di rigidezza a partire da un modello ottenuto dalla semplificazione della geometria di una cella strutturale. Le formulazioni analitiche che ne risultano derivano in parte dal modello di Yokozeki [14].

Con riferimento alla Figura 3.2 sono inoltre state definite le seguenti relazioni geometriche:

$$r_c = \frac{w_c}{4} \quad (3.1)$$

$$l_c = \frac{h_c}{2} - \frac{w_c}{4} - \frac{t_c}{2} \quad (3.2)$$

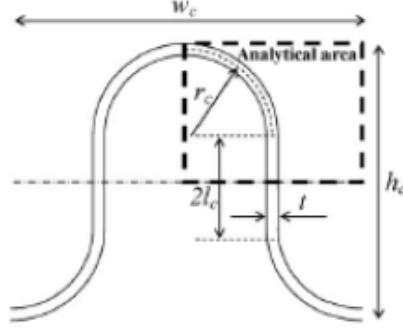


Figura 3.2: Parametri geometrici del corrugato

Vengono di seguito riportate le formule che permettono il calcolo dei moduli elastici longitudinali a trazione e flessione [14]:

$$E_{L_{\text{eff}}} = \frac{2\pi r_c + 4l_c}{w_c h_c} A_{11} \quad (3.3)$$

$$D_{L_{\text{eff}}} = \frac{A_{11} [16l_c^3 + 24\pi l_c^2 r_c + 3\pi r_c (4r_c^2 + t^2) + 8l_c (12r_c^2 + t^2)]}{48r_c} \quad (3.4)$$

Per il calcolo dei medesimi moduli trasversali il corrugato viene pensato come una trave di Eulero-Bernoulli curva (vedi Figura 3.3), il calcolo di spostamento e rotazione nel punto 'A' permette infatti la determinazione delle quantità cercate secondo le equazioni seguenti:

$$\delta = \frac{1}{D_{11}} \left\{ \frac{l_c^3}{3} + r_c \left[\frac{\pi}{4} (2l_c^2 + r_c) + 2l_c r_c \right] \right\} P = S_P P \quad (3.5)$$

$$\Psi = \frac{1}{D_{11}} \left(\frac{\pi r_c}{2} + l_c \right) M \quad (3.6)$$

$$E_{T_{\text{eff}}} = \frac{w_c P}{4h_c \delta} = \frac{w_c}{4h_c S_P} \quad (3.7)$$

$$D_{T_{\text{eff}}} = \frac{r_c}{\Psi} M = \frac{r_c D_{11}}{\frac{\pi}{2} r_c + l_c} \quad (3.8)$$

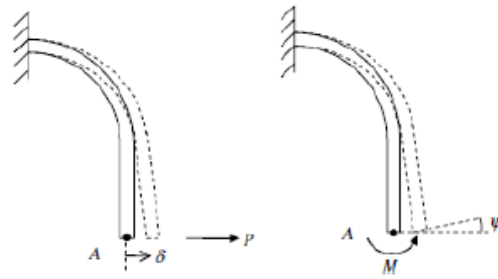


Figura 3.3: Modello di trave per il corrugato

Le relazioni appena scritte mostrano con evidenza che i valori ottenuti dipendono dai parametri caratteristici del materiale composito (moduli elastici) così come da quelli di forma del corrugato permettendo la progettazione della rigidità della struttura in funzione della sua geometria.

Si osservi, tuttavia, che il modello analitico è sviluppato per corrugati con forme circolari, ma le soluzioni in corso di sviluppo presso il Politecnico di Milano [18] sono basate su corrugati che presentano parti piane per ragioni di collegamento con un rivestimento elastomerico e con le strutture interne. Per tale motivo, e per sviluppare adeguatamente un progetto di rivestimento attuato, è opportuno sviluppare un modello a elementi finiti di una porzione di corrugato.

3.1.2 Modello ad elementi finiti

Il punto di partenza per lo sviluppo di una soluzione attuata di rivestimento è rappresentato dal rivestimento passivo, basato su un composito corrugato, studiato in [18], [21]. I requisiti imposti al rivestimento sono stati analizzati e tradotti in una geometria definita come risultato di un processo di ottimizzazione. Questo studio, a partire da un modello ad elementi finiti parametrizzato del corrugato, ha considerato come variabili per l'ottimizzazione le dimensioni caratteristiche del rivestimento (Figura 3.4) e la sequenza di laminazione. I risultati di tale studio sono riportati in Tabella 3.1, il materiale utilizzato è un tessuto di carbonio 0-90° dello spessore di 0.1 mm con le caratteristiche in Tabella 3.2, il laminato è composto da 3 plies.

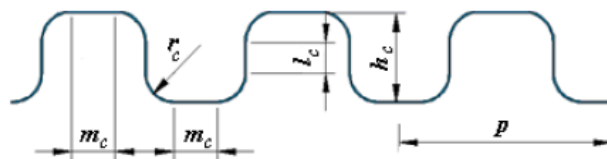


Figura 3.4: Proprietà geometriche del corrugato

Tabella 3.1: Caratteristiche geometriche: configurazione ottimale

m_c	8.25 mm
r_c	2.0 mm
l_c	8.0 mm
h_c	12.0 mm
p	24.5 mm

Tabella 3.2: Caratteristiche tessuto carbonio

Modulo a trazione	55.1 GPa
Modulo a compressione	77.4 GPa
Modulo a flessione	51.6 GPa
Modulo a taglio nel piano	3.1 GPa
Modulo di Poisson	0.06

Per il progetto e l'analisi della soluzione attuata è stato sviluppato un modello numerico a elementi finiti. Esso considera una porzione di corrugato delle dimensioni di 106.25 mm in corda e 98 mm in apertura ed è costituito da elementi di tipo piastra a quattro nodi (S4 nella terminologia ABAQUS) per un totale di 16464 elementi, la modellazione è presentata in Figura 3.5 mentre una visualizzazione mediante fotografia del provino realizzato in laboratorio è proposta in Figura 3.6.

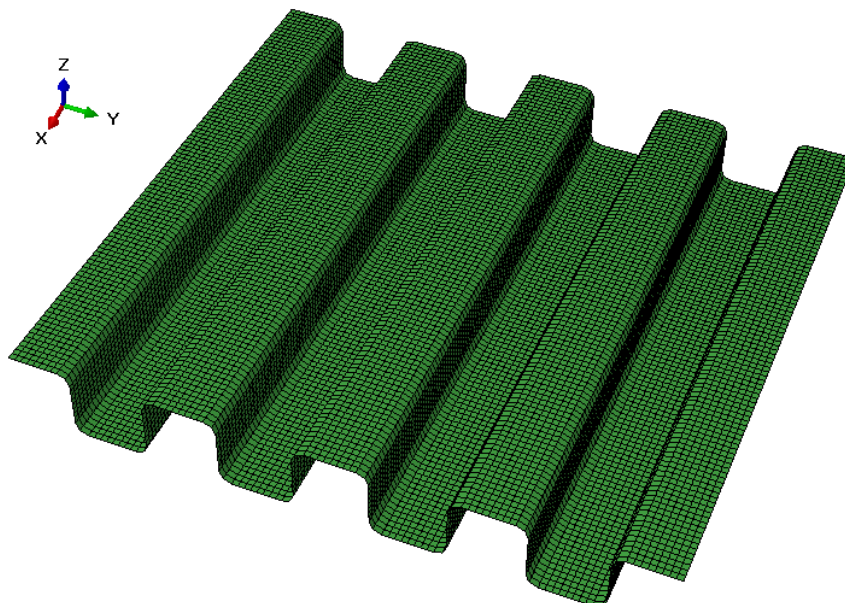


Figura 3.5: Modello ad elementi finiti del corrugato

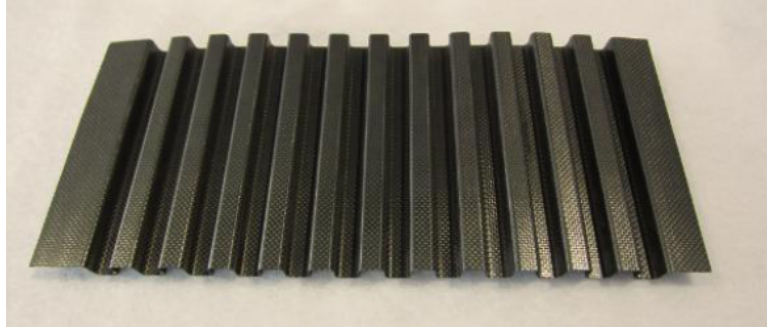


Figura 3.6: Provino realizzato

A completamento dello studio effettuato sul composito corrugato si riportano i confronti numerici-sperimentali effettuati in passato per la validazione del modello [18], in particolare ci si è concentrati sul calcolo della rigidezza assiale in direzione della corda.

In Figura 3.7 vengono riportate le tre prove principali eseguite:

- Provino B1
 - prova di carico-scarico in campo elastico (curva rossa)
 - susseguente prova di carico fino a rottura (curva nera)
- Provino B2
 - prova diretta a rottura (curva gialla)

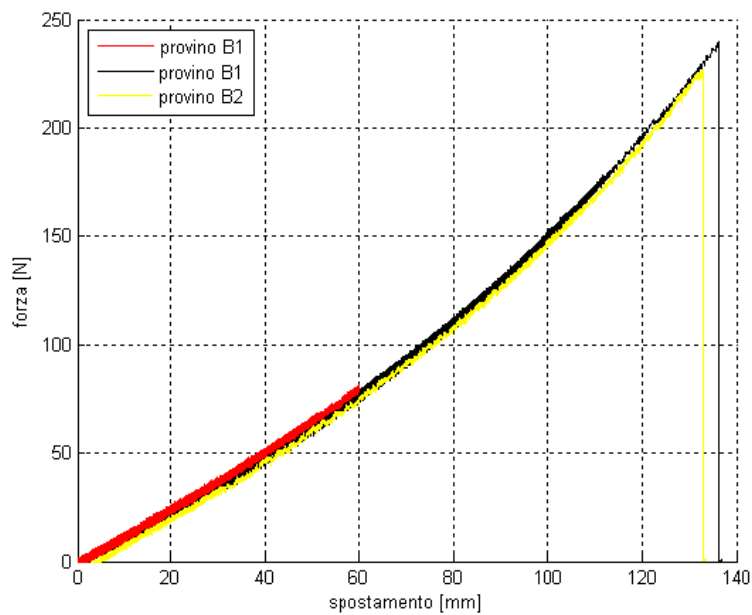


Figura 3.7: Prove sperimentali di trazione

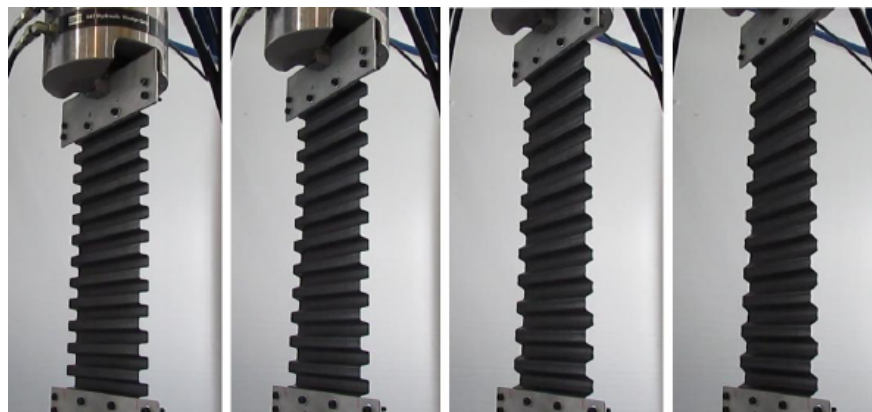


Figura 3.8: Prove sperimentali di trazione: visualizzazione istanti successivi

La capacità del modello di riprodurre correttamente il comportamento reale della struttura è evidenziata in Tabella 3.3 nella quale vengono confrontate le rigidzze calcolate.

Tabella 3.3: Confronto rigidzze

Provino	K_A sperimentale [N/mm]	K_A numerica [N/mm]	errore [%]
B1	1.1538	1.18455	2.6
B2	1.2024		1.5

Dopo aver visto la modellazione del corrugato si passa all'aggiunta di quella che rappresenta la vera e propria pelle superiore che da continuità alla forma del profilo: l'elastomero. Esso sarà sostenuto da un collegamento intermedio che ne permetterà la congiunzione con il sottostante corrugato, importante a questo punto risulta definirne la modellazione dal momento che si va a trattare con materiali da comportamento cosiddetto iperelastico.

3.1.3 Modellazione dell'elastomero

L'elasticità dipende dall'esistenza di un potenziale scalare, funzione solo ed esclusivamente dello stato del materiale, che rappresenta l'energia elastica accumulata in un processo deformativo ed eguaglia il lavoro di deformazione. Materiali quali i metalli presentano generalmente un comportamento elastico lineare che si esprime in termini di piccole deformazioni e si esaurisce con lo snervamento. Alcuni materiali, quali gli elastomeri, mostrano invece un comportamento elastico anche per grandi deformazioni esplicitato da un legame non lineare. La caratterizzazione di questa tipologia di materiali, detti appunto iperelastici, passa attraverso la definizione di un opportuno potenziale elastico che dovrà poter essere espresso in

termini di deformazioni finite e non più infinitesime.

Per i passaggi matematici che permettono lo sviluppo dei modelli iperelastici si rimanda all'apposita letteratura [24]. Interessante è comunque constatare che, in presenza di un materiale isotropo, il potenziale è convenientemente espresso tramite gli invarianti del tensore di deformazione (I_{B1}, I_{B2}) , poichè il suo valore non può dipendere dal sistema di riferimento considerato. Si giunge quindi ad una formulazione che può essere espressa in termini simbolici:

$$\omega = \omega(I_{B1}, I_{B2}, J) \quad (3.9)$$

In questa equazione si denota la terza dipendenza dal cosiddetto J (matematicamente il determinante del gradiente di deformazione F , $J = \det(F)$) il quale rappresenta il rapporto tra il volume del materiale nella configurazione deformata e quello originale indeformato: $J = \frac{dv}{dV}$. A questo punto, noto il potenziale elastico espresso in funzione delle quantità volute, è possibile mediante opportune derivazioni ottenere le componenti di sforzo per ottenere il legame sforzo-deformazione.

Da un punto di vista pratico, la legge iperelastica deve essere calibrata mediante una serie di prove sperimentali, specificando completamente la funzione potenziale. Esistono in letteratura (e già pre-inserite nel software ABAQUS) alcune forme assegnate per il potenziale dipendenti da una serie di parametri, vengono qui ricordate brevemente:

- forma polinomiale
- forma polinomiale ridotta
- modello di *Odgen*
- modello di *Arruda-Boyce*

La vera e propria correlazione analitico-sperimentale necessaria alla calibrazione di una delle leggi sopra indicate prevede la realizzazione di una o più prove in particolari condizioni semplici di sforzo per l'elastomero.

Prova uni-assiale di trazione e compressione È sicuramente la più semplice tra le tutte, per la trazione si utilizzano i cosiddetti provini '*dog-bone*' mentre a compressione vengono impiegati dei dischi che vengono compressi all'interno di due piastre.

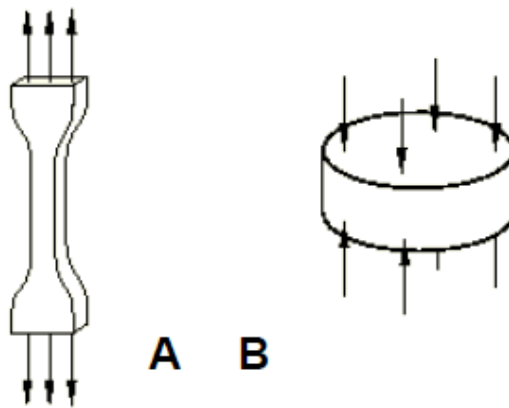


Figura 3.9: Prove uni-assiali

Prova di trazione bi-assiale Un carico di eguale valore è applicato secondo due direzioni tra loro ortogonali al materiale. In questo caso la prova di compressione è raramente applicata per difficoltà di esecuzione.

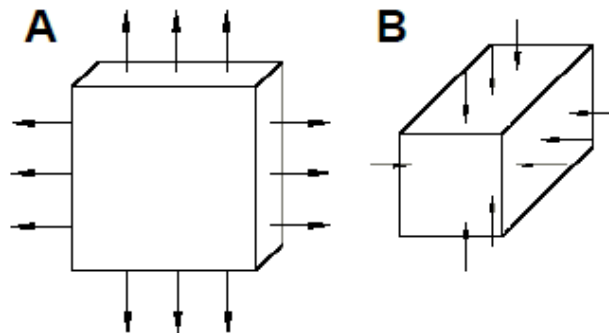


Figura 3.10: Prove bi-assiali

Deformazione piana Viene eseguita incollando dei provini sottili a due piastre collegate alla macchina di prova.

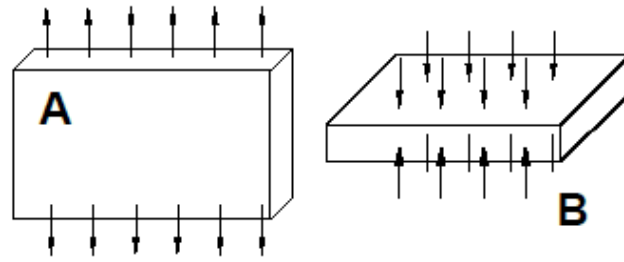


Figura 3.11: Prove a stato piano di deformazione

Prove volumetriche Sono spesso non necessarie visto che l'assunzione di incomprimibilità è adeguata a modellare con sufficiente accuratezza i materiali elastomerici. Quando questa sia richiesta viene eseguita comprimendo, per mezzo di un pistone, un blocco cilindrico di materiale all'interno di un vano rigido.

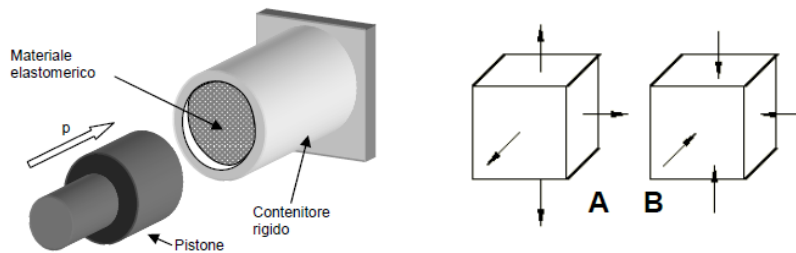


Figura 3.12: Prove volumetriche

La modellazione dell'elastomero all'interno del codice ad elementi finiti ABAQUS risulta di particolare semplicità in quanto è sufficiente fornire una o più prove sperimentali della tipologia appena presentata e suggerire il modello da applicare al potenziale elastico, dopo di che il *software* ricrea il potenziale sotto le condizioni imposte e genera la legge iperelastica corrispondente.

Si è scelto di considerare un elastomero utilizzato in [30] per lo sviluppo di rivestimenti flessibili. La prova sperimentale a disposizione è la trazione uni-assiale riportata in Figura 3.13. Per quanto riguarda la forma per la funzione potenziale viene scelta la polinomiale ridotta, consigliata dallo stesso solutore in quanto più stabile, ma comunque affidabile, nel caso in cui si abbia a disposizione un numero ridotto di test:

$$\omega = \sum_{i+j=1}^N C_{i0} (I_{B1} - 3)^i + \sum_{i=1}^N \frac{1}{D_i} (J - 1)^{2i} \quad (3.10)$$

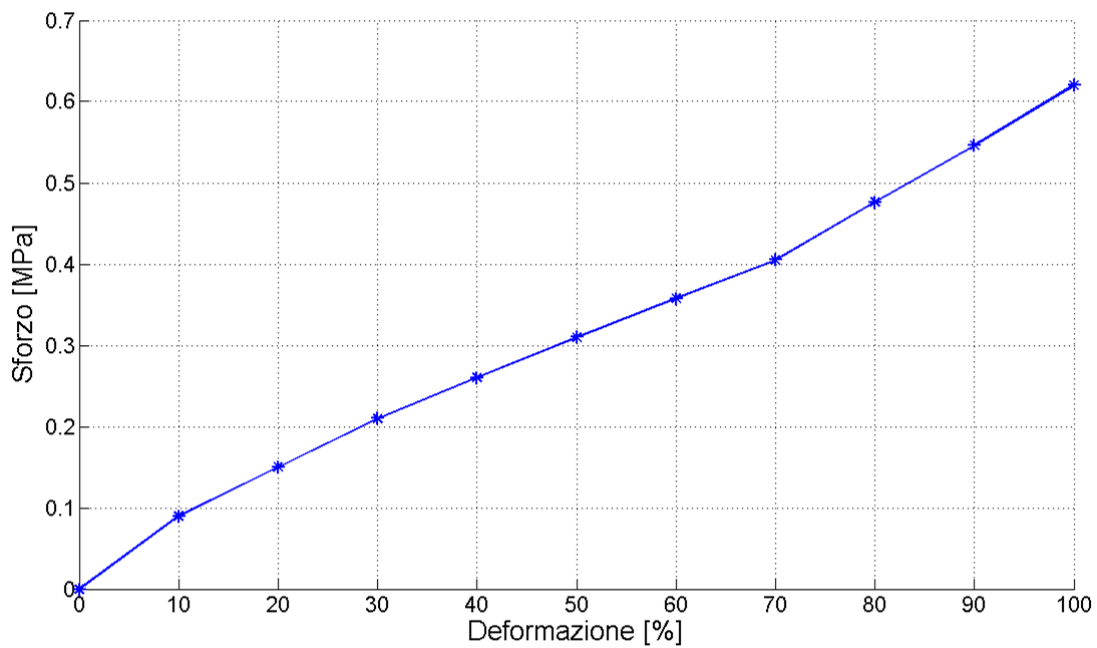


Figura 3.13: Prove sperimentale di trazione uni-assiale

Proseguendo nella presentazione della *skin* completa rimane da identificare la soluzione scelta per l'unione del corrugato con la pelle elastomerica.

3.1.4 Modello completo del rivestimento passivo

Nella soluzione presentata in [21] per il rivestimento passivo, la prima struttura di connessione presente tra il corrugato e il rivestimento elastomerico è rappresentata da supporti a 'T' in laminato composito di carbonio (identico al precedente), essi hanno le caratteristiche geometriche come in Figura 3.14 e sono collegati al corrugato una baia sì ed una no. Il lembo superiore piatto fornisce una superficie di appoggio e fissaggio all'elastomero.

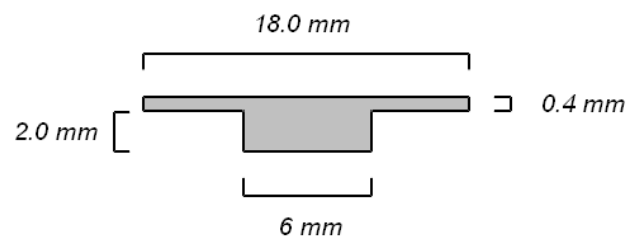


Figura 3.14: Geometria struttura di supporto

Nel modello FEM sviluppato per il presente lavoro di tesi, i supporti sono rappresentati per mezzo di elementi solidi prismatici a otto nodi a cui sono assegnate

le proprietà del materiale presentato in Tabella 3.2.

In Figura 3.15 l'integrazione delle strutture con il corrugato nel modello ad elementi finiti con una visione in dettaglio in Figura 3.16.

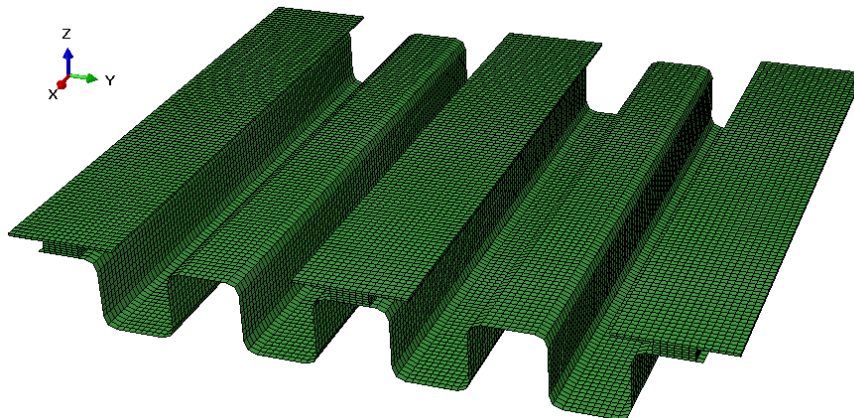


Figura 3.15: Modello della struttura di supporto

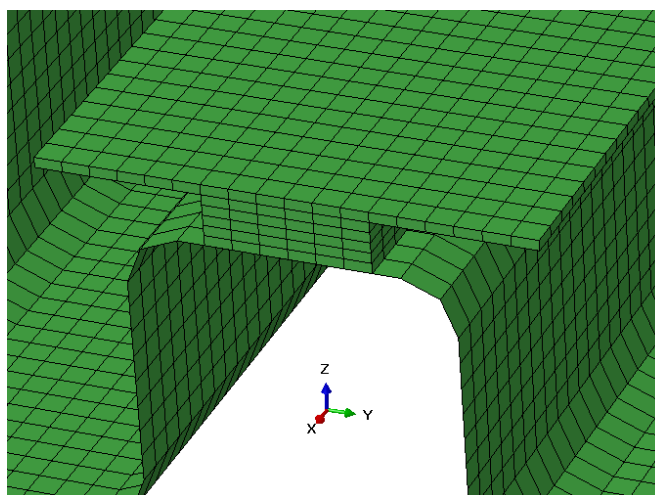


Figura 3.16: Particolare struttura di supporto

Come è possibile vedere in Figura 1.6 il dimostratore realizzato per la *skin* completa presenta, tra la gomma e il corrugato, delle strutture a 'C' che fungono da 'stopper' per delle piastre sottili che hanno libertà di movimento in direzione della corda. Questa soluzione permette infatti di generare una complessa struttura di rinforzo all'elastomero esterno che permette la deformazione in corda irrigidendo notevolmente l'insieme.

Dal momento che il sistema nella sua interezza è di scarso interesse pratico per il lavoro in questione, è stato deciso di riprodurre unicamente le piastre a scorrimento, con un modello ad elementi piastra a quattro nodi di dimensioni 98×40 mm, esse sono inserite come in Figura 3.17.

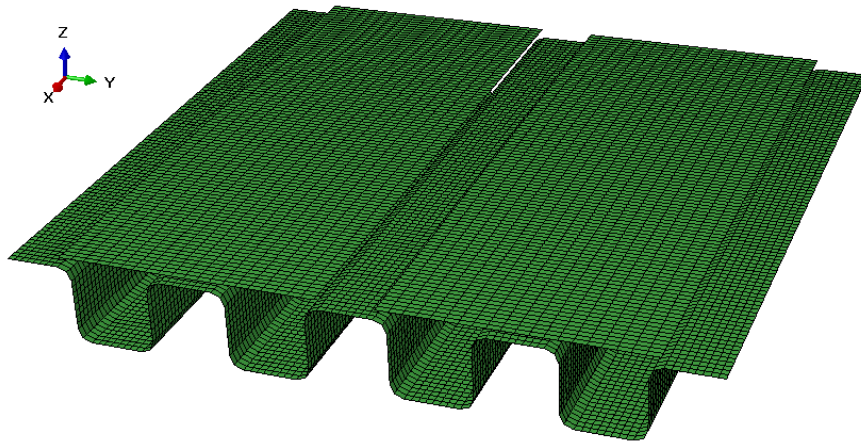
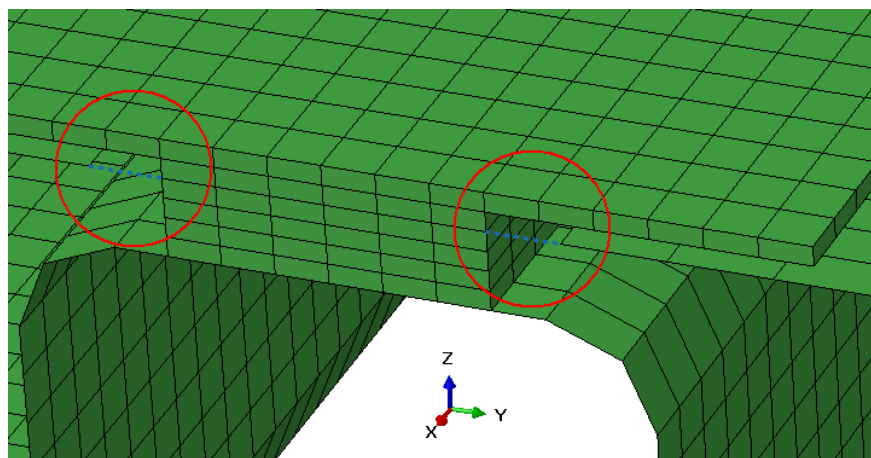


Figura 3.17: Modello delle piastre a scorrimento

Queste scaglie risultano a tutti gli effetti libere di muoversi nello spazio non avendo nodi in comune con il resto della struttura e non essendo vincolate a terra. La soluzione di collegamento è rappresentata da un elemento di connessione (*connector*), che vincola selettivamente i gradi di libertà fra i nodi connessi. Vengono creati degli elementi di tipo *connector* tra i nodi di bordo delle piastre ed i corrispettivi sulle strutture di supporto a 'T'. Ad ogni nodo è assegnato un sistema di riferimento per individuarne la direzione di collegamento. Per la connessione viene scelta una tipologia di elemento (*slide plane*) nella quale gli elementi sono obbligati a scorrere su un piano definito dai sistemi di riferimento locali. Il sistema risultante viene evidenziato in Figura 3.18 (in cui le direzioni di connessione sono evidenziate con una linea tratteggiata blu).

Figura 3.18: Particolare degli elementi *connector*

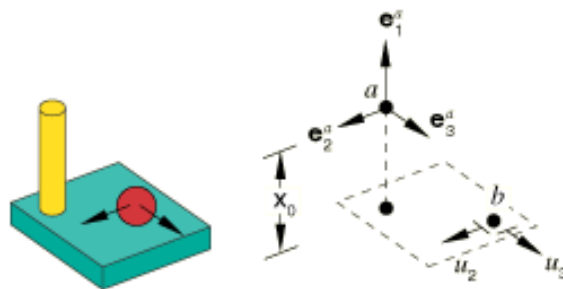


Figura 3.19: Schema di funzionamento di un elemento *connector* tipo *slide plane*

In questo modo è garantito il comportamento del modello come nel caso reale nel quale le scaglie possono muoversi nel piano 'xy' nella direzione 'y' individuata dalla corda. Inoltre, è riprodotta la possibilità di trasmettere fra i supporti a 'T' e le piastre dei momenti flessionali, che contribuiscono in modo non trascurabile alla rigidità flessionale dell'intero rivestimento.

Il vincolo introdotto dagli elementi di connessione, tuttavia, comporta la labilità delle piastre nelle direzioni 'x' ed 'y'. Per quanto riguarda la direzione 'x', ogni nodo centrale della piastra è stato vincolato a spostarsi in modo solidale (nella sola direzione 'x') con un nodo del piano di simmetria 'yz' del corrugato preso in prossimità della connessione. Una soluzione tramite equazione che vincoli tra loro relativamente dei gradi di libertà non è praticabile lungo la direzione 'y' in quanto si deve lasciare la possibilità alle piastre di scorrere liberamente senza opposizione in direzione della corda. Delle molle assiali a bassa rigidezza (circa $\frac{1}{100}$ della rigidità dell'assieme in direzione 'y') costituiscono l'espedito che permette, pur eliminando la labilità in corda, lo scorrimento voluto. Tali molle sono state sovrapposte agli elementi di connessione sul piano di simmetria 'yz' del rivestimento. I particolari della soluzione in termini di posizionamento delle molle sono evidenziati in Figura 3.20 e Figura 3.21.

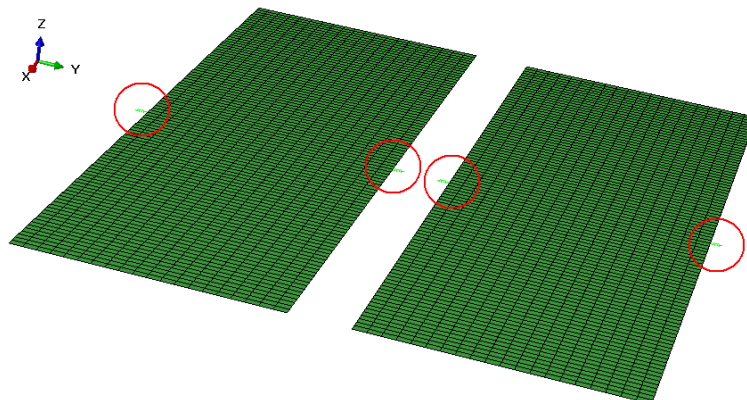


Figura 3.20: Introduzione delle molle assiali



Figura 3.21: Particolare delle molle

Terminata la descrizione delle componenti della *skin* corrugata rimane l'aggiunta dell'elastomero lasciata precedentemente in sospeso. Esso è costituito da una gomma dello spessore di 3 mm (con le caratteristiche del materiale iperelastico) che ricopre completamente l'assieme e condivide con i supporti a 'T' i nodi appartenenti al lembo superiore. Il modello considera per l'elastomero elementi solidi prismatici a otto nodi. Una rappresentazione globale è fornita in Figura 3.22.

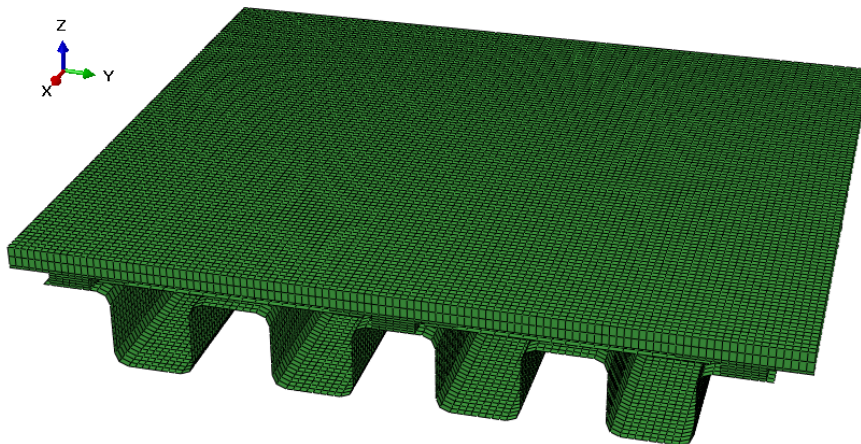


Figura 3.22: Assieme corrugato con elastomero e supporti

Vincoli

Le prove di attivazione presenti nella successiva sezione considerano un sistema di vincolo molto semplice. Il lembo esterno del corrugato nella posizione negativa dell'asse 'y' viene vincolato ad incastro mentre un semplice appoggio bilatero è applicato all'altro estremo per impedire eccessivi spostamenti in direzione 'z', da un punto di vista dell'attivazione infatti risulta significativa la capacità di movimentazione in corda.

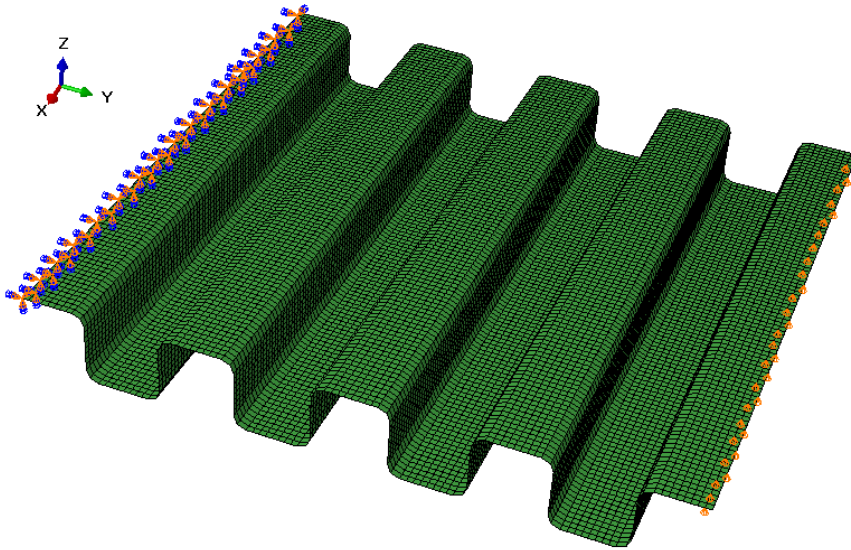


Figura 3.23: Sistema di vincoli

3.2 Attuazione

3.2.1 Modello del rivestimento attuato

Il modello del rivestimento corrugato è utilizzato per realizzare un modello di sistema attuato basato sull'applicazione di leghe a memoria di forma. In particolare, la soluzione pensata per l'attuazione prevede l'introduzione di fili di NiTiNOL che siano in grado di provocare l'accorciamento nella direzione di corrugazione. Tali fili verranno introdotti nel modello considerandoli come travi a sezioni costante del diametro di 0.381 mm . Essi sono collocati simulando l'inglobamento con i supporti a 'T' in prossimità del lembo superiore del corrugato come evidenziato nelle Figura 3.24 e Figura 3.25.

Il materiale costituente è il NiTiNOL ampiamente descritto nel Capitolo 2. Viene utilizzato, sulla base di precedenti conclusioni, il modello per la calibrazione a presforzo costante, per esigenze intrinseche nel modello della lega a memoria di forma (si veda a proposito la tecnica della sostituzione degli elementi nel Capitolo 2) vengono creati elementi doppi e sovrapposti per i fili (nominati 'FILI 1' per i fili in attivazione e 'FILI 2' per quelli in raffreddamento/*detwinning*), entrambi i *set* di elementi condividono i medesimi nodi.

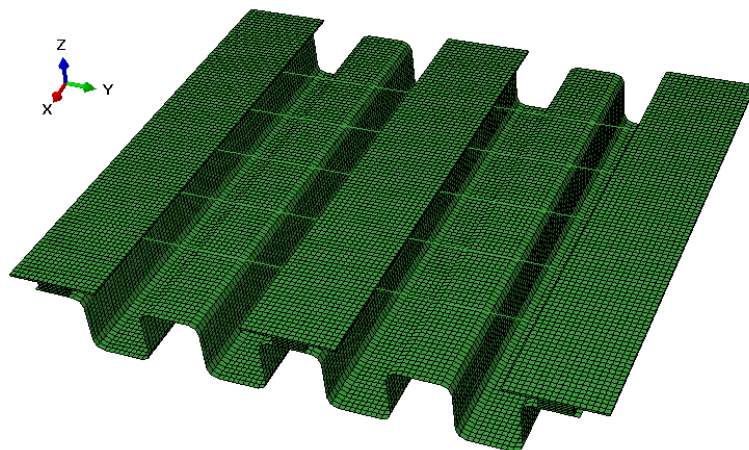


Figura 3.24: Inserimento dei fili di NiTiNol

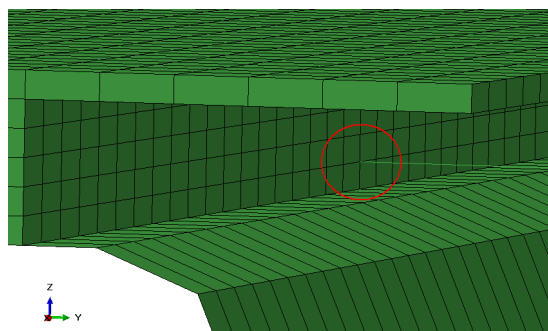


Figura 3.25: Particolare della collocazione dei fili inglobati

Un problema tipico riferito all'inglobamento di elementi di trave all'interno di elementi solidi quali quelli dei supporti a 'T' (ottenuto per semplice equivalenza di nodi) riguarda i vincoli relativi. Gli elementi solidi sono infatti sprovvisti per loro natura di gradi di libertà rotazionali ai nodi, cosa che non succede per le travi. Ciò implica inevitabilmente che nell'unione a livello nodale il grado di libertà di rotazione attorno all'asse della trave rimanga sostanzialmente libero creando una labilità inaccettabile. La soluzione consiste nella creazione di semplici elementi trave posti a 90° rispetto a quelli dei fili e congiunti alla struttura base, che di fatto impediscono la rotazione attorno al loro asse degli elementi di NiTiNOL. Essi sono presentati in Figura 3.26 e costituiti da un materiale con le caratteristiche meccaniche del NiTiNOL in fase austenite, ma sprovvisti della sensibilità alla variazione di temperatura.

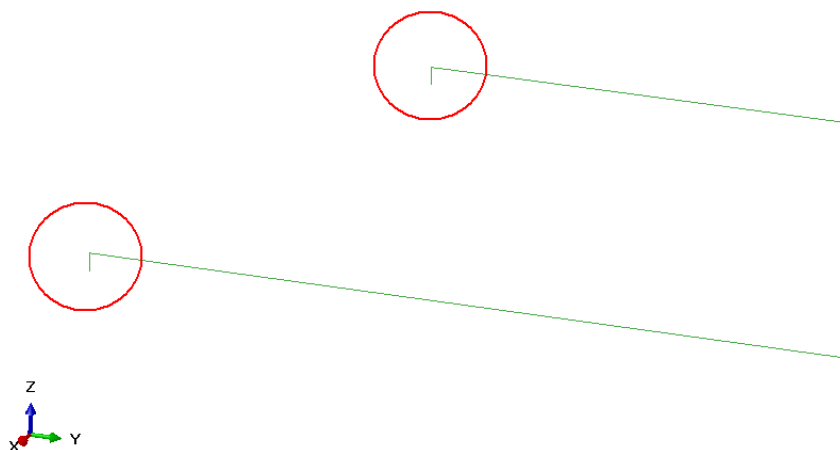


Figura 3.26: Elementi per eliminazione g.d.l. rotazionali attorno all'asse dei fili

3.2.2 Procedure di analisi per l'attuazione

A livello numerico la procedura di attivazione della lega a memoria di forma consiste, a fronte di una condizione iniziale di temperatura ambiente posta ai nodi dei fili (19°C), nell'imporre la temperatura corrispondente ad un valore per il quale sia completa la fase di trasformazione austenitica. Nel caso in questione vengono scelti 75°C corrispondenti ad un accorciamento 'a vuoto' del 4%. Il risultato della simulazione che, come già accennato in precedenza consiste in un'analisi statica non lineare a più *step*, è mostrato in Figura 3.27.

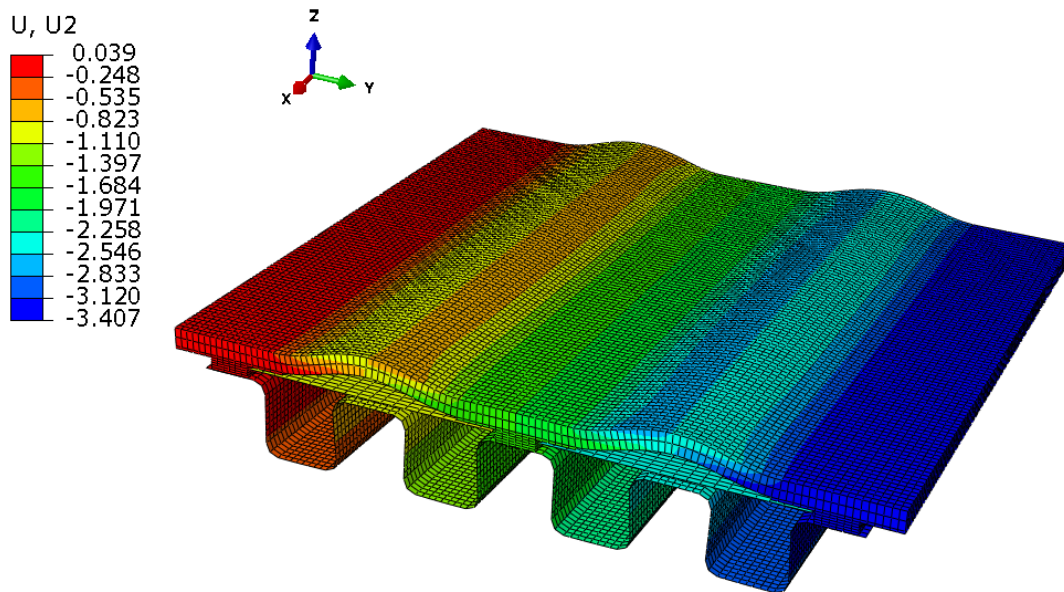


Figura 3.27: Analisi numerica di attivazione

Un'analisi qualitativa dei primi risultati evidenzia un problema relativo all'eccessivo inbozzamento della gomma la quale, non essendo per lunghi tratti vincolata alla struttura, ha la tendenza a muoversi in direzione 'z' fuori dal proprio piano di appartenenza. La soluzione consiste nell'applicazione di un precarico in termini di sforzo di trazione in direzione 'y' agli elementi dell'elastomero il quale dovrebbe impedire il comportamento non desiderato. Dal punto di vista fisico, l'introduzione del precarico, intende modellare l'applicazione del rivestimento elastomerico in uno stato di pre-tensione. In altri termini, l'incollaggio dell'elastomero sui supporti [21] dovrà avvenire pretensionando l'elastomero stesso. Tale accorgimento è comunque necessario anche per l'applicazione del rivestimento ad una soluzione passiva. L'entità di tale sforzo è scelta pari a 0.08 MPa . In ABAQUS questa tipologia di carico è rappresentata da una condizione iniziale di sforzo interno agli elementi da fornire al modello. Si osservi che ciò comporta inevitabilmente la modifica della condizione di equilibrio indeformata al tempo zero. Per ovviare all'inconveniente è stata posta sul lato non vincolato ad incastro una forza in direzione 'y' in grado di equilibrare la risultante degli sforzi di precarico sul corrugato.

Con lo scopo di fornire maggiore chiarezza viene di seguito riportato uno schema relativo alla sequenza di operazioni, *step by step*, richieste al solutore per generare i risultati definitivi:

- Applicazione della condizione iniziale di temperatura $T_0 = 292.15 \text{ K}$
- Applicazione della condizione iniziale di presforzo nell'elastomero $\sigma_y = 0.08 \text{ MPa}$
- STEP 1 : Applicazione di un carico concentrato in direzione 'y' ai nodi corrispondenti al set definito per l'appoggio bilatero (vedi Figura 3.23)

- STEP 2 : Rimozione mediante *Model Change* del set 'FILI 2' riferito al modello di fili per il *detwinning*
- STEP 3 : Attivazione del NiTiNOL mediante imposizione di temperatura (348.15 K) ai nodi degli elementi trave dei fili

L'analisi effettuata secondo la sequenza di cui sopra non presenta alcun tipo di problema nè numerico nè di comportamenti strutturali non previsti.

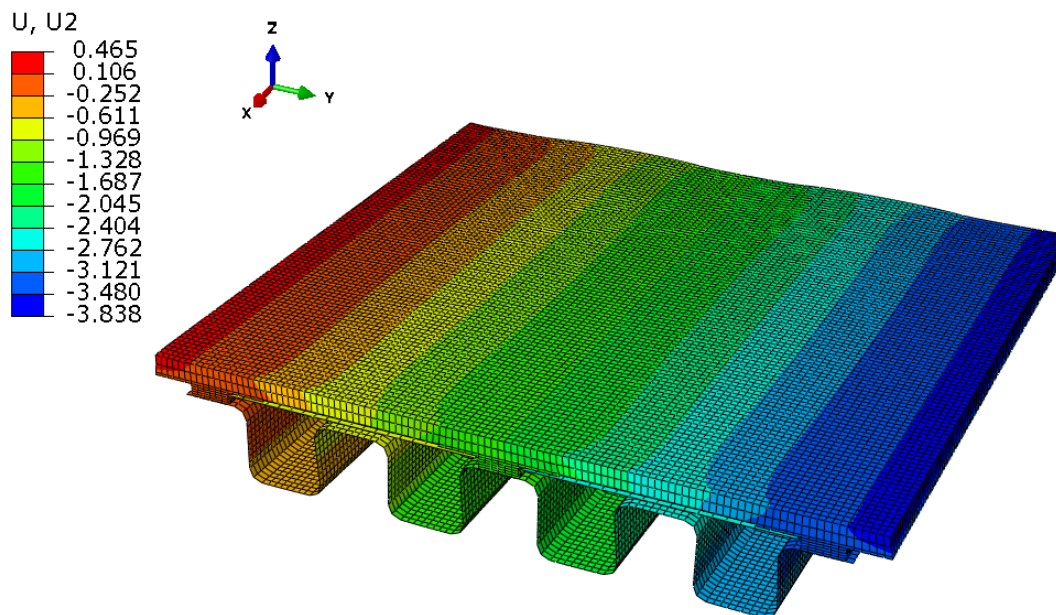


Figura 3.28: Analisi numerica di attivazione con precarico applicato all'elastomero

La prestazione in termini di autorità della lega a memoria di forma viene misurata considerando la capacità di accorciamento in direzione della corda (ovvero la direzione di corrugazione) e si attesta per le condizioni studiate al 3.2 %, un risultato assolutamente apprezzabile confrontato al potenziale 4% in condizioni libere se si considera anche il fatto che, per effetto dell'inglobamento all'interno dei supporti a 'T', la lunghezza effettiva in grado di esercitare un movimento libero nello spazio è minore della dimensione longitudinale dei fili.

Da un punto di vista qualitativo invece il movimento globale della struttura risulta nel piano 'xy' e lo stesso elastomero, fonte dei problemi visti precedentemente, per effetto del precarico mantiene correttamente la planarità, cosa di assoluta importanza considerando la necessità aerodinamica di una superficie esterna priva di sconessioni.

3.2.3 Modello analitico di confronto del rivestimento attuato

La creazione di un modello analitico che riproduca il comportamento del corrugato attivato passa dall'idea di ridurre l'intero sistema ad una molla equivalente con le caratteristiche di rigidità assiale (lungo 'y') volute. Vengono inizialmente separati i contributi dei fili di NiTiNOL da tutto il resto dell'assieme così da ottenere un sistema finale costituito da due molle equivalenti in parallelo.

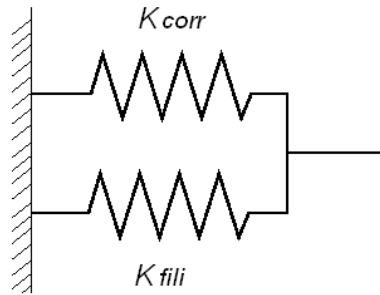


Figura 3.29: Schema strutturale modello analitico

Le rigidità vengono calcolate eseguendo delle analisi numeriche statiche lineari sul modello strutturale imponendo uno spostamento sul lembo vincolato con l'appoggio tramite l'utilizzo di un nodo di riferimento collegato a quest'ultimo con una equazione che mette in comune gli spostamenti lungo l'asse 'y', in *output* viene richiesta la reazione vincolare al nodo di riferimento. Il calcolo della rigidità dei soli fili viene ottenuto per sottrazione tra quella dell'intero sistema (corrugato + fili) e quella del sistema privo di fili, in questo modo si vuole tenere conto della rigidità effettiva di questi ultimi considerandone l'inglobamento nella struttura. L'equazione finale che esprime gli spostamenti nel modello analitico si basa sul principio dei lavori virtuali, per esprimere il legame forza-spostamento per i fili si fa riferimento alla consueta formulazione:

$$F = K_{fili}(u - \alpha\Delta T l_{filo}) \quad (3.11)$$

Considerando la rigidità K_{corr} ed imponendo uno spostamento virtuale δ_u si ottiene:

$$K_{fili}(u - \alpha\Delta T l_{filo})\delta_u + K_{corr}u\delta_u = 0 \quad (3.12)$$

$$(K_{fili} + K_{corr})u = K_{fili}\alpha\Delta T l_{filo} \quad (3.13)$$

$$u = \frac{K_{fili} \alpha \Delta T l_{filo}}{K_{fili} + K_{corr}} \quad (3.14)$$

Il coefficiente di espansione termica utilizzato nelle formule è quello corrispondente al CTE equivalente alla temperatura di 75 °C (valore pari a $-7.13502 \cdot 10^{-4} K^{-1}$) ricavato dalle prove a presforzo costante, il Δ_T corrisponde alla variazione termica imposta in fase di analisi numerica.

Va notato che nel caso analitico il termine l_{filo} fa riferimento alla lunghezza libera dei fili di NiTiNOI, escludendo quindi le zone che nel modello numerico risultano inglobate nei supporti.

In Tabella 3.4 vengono riportate le rigidzze calcolate, essendo la collocazione dei fili sulla struttura assimilabile ad un modello in parallelo, la rigidzza di un dato numero di fili è calcolata secondo l'equazione 3.15

Tabella 3.4: Rigidezze

Quantità	Valore [N/mm]
K_{corr}	4.546
K_{1filo}	97.654

$$K_{Nfili} = N * K_{1filo} \quad (3.15)$$

3.2.4 Confronto analitico-numerico

Viene di seguito proposto il confronto tra il modello analitico del rivestimento attuato (lineare) e le analisi numeriche non lineari presentate.

Il grafico in Figura 3.30, in cui per una più comoda visualizzazione dei risultati sono stati posti sulle ordinate i valori assoluti delle deformazioni (che sono a tutti gli effetti negative), evidenzia come il modello analitico realizzato per uno studio delle prestazioni in termini di capacità di attuazione della lega a memoria di forma sia particolarmente rispondente e confrontabile con il modello numerico completo, pur non essendo in grado di valutare le eventuali non linearità.

Dall'analisi dei risultati si evince come un modello all'interno del quale siano inglobati cinque fili di NiTiNOL sia già sufficiente per ottenere la prestazione massima in condizioni di struttura scarica. Una successiva e più dettagliata analisi a riguardo viene presentata alla fine del capitolo, includendo eventuali carichi applicati e la presenza del fenomeno del *detwinning* come variabili aggiuntive.

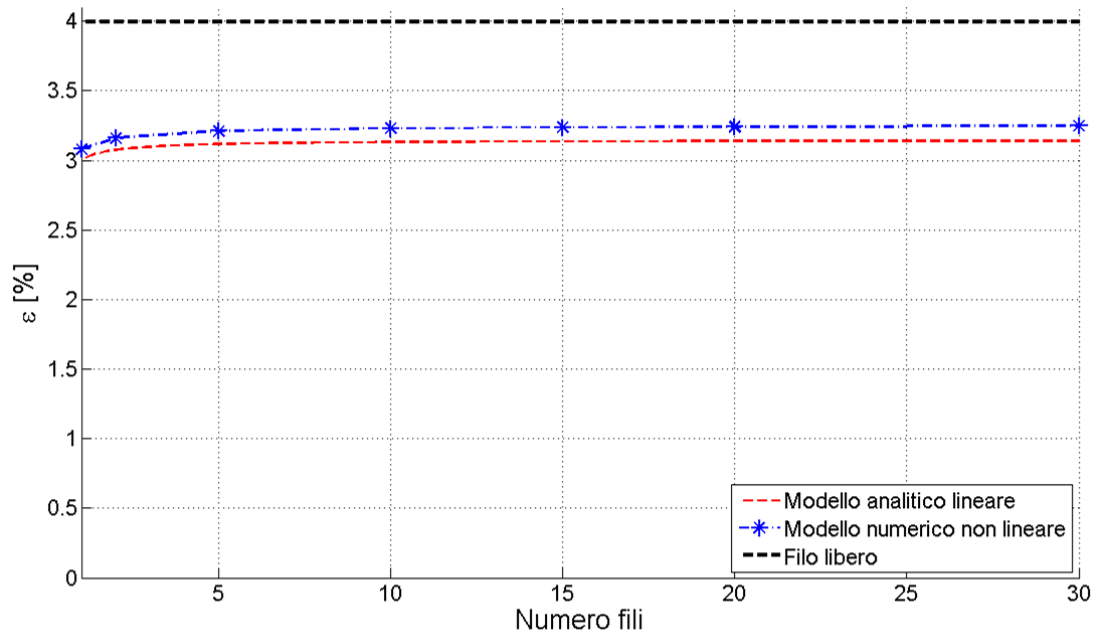


Figura 3.30: Confronto analitico-numerico

3.3 Soluzioni per il *detwinning* e il recupero della configurazione indeformata

3.3.1 Modellazione della fase di raffreddamento

La parte finale del processo di trasformazione della lega a memoria di forma, con il ritorno in fase martensite e la successiva applicazione di sforzi per il *detwinning*, consente alla struttura di recuperare la forma iniziale. La possibilità di rappresentare queste fasi, unitamente alla modellazione della fase di attuazione precedentemente esaminata, permette a tutti gli effetti di possedere e poter manipolare un modello del sistema di attuazione completo che consenta il cambio di configurazione voluto per la struttura corrugata.

Il primo punto da affrontare, una volta portato il NiTiNOL in fase austenite ed aver ottenuto l'accorciamento, è il ritorno alla cosiddetta fase di martensite *twinned*, ovvero la struttura del materiale riportato in condizioni di temperatura ambiente. Come evidenziato nel precedente Capitolo 2, la modellazione delle fasi di raffreddamento e *detwinning* è resa possibile dalla rimozione degli elementi austenite e dall'introduzione degli elementi martensite tramite una procedura di *model change*. È a questo punto possibile modellare il raffreddamento. Questo processo viene messo in atto da un punto di vista numerico tramite l'imposizione, ai nodi appartenenti ai fili, della temperatura desiderata con conseguente cambio di proprietà (Figura 3.31).

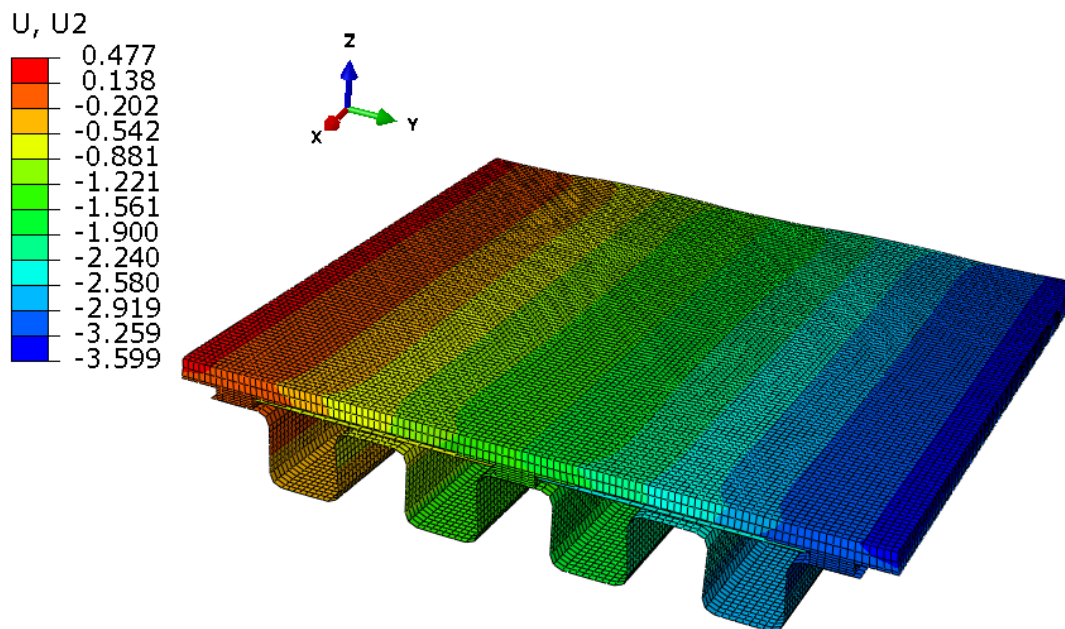


Figura 3.31: Fase di raffreddamento

Va notato che, a causa del ciclo intrinseco di trasformazione del NiTiNOL (come mostrato nel Capitolo 1), il raffreddamento da solo non comporta l'automatico ritorno alla configurazione iniziale indeformata. Ciò non è affatto una conseguenza

negativa ma piuttosto un effetto desiderato in quanto permette, completata la fase di attivazione, di conservare quasi inalterata la configurazione senza per forza dover mantenere i fili ad alte temperature mediante continuo apporto di energia al sistema.

In Figura 3.31 è possibile, confrontandoli con la Figura 3.28, notare i cambiamenti che il raffreddamento provoca nel modello, ovvero un lieve rilassamento della deformazione per effetto della diminuzione del modulo elastico con la temperatura: lo spostamento all'estremo libero, infatti, risulta aumentare da -3.838 mm a -3.599 mm .

3.3.2 Meccanismo proposto per il *detwinning*

La fase finale di *detwinning* della martensite va effettuata introducendo forzanti esterne al sistema. Il primo capitolo aveva messo in luce la possibilità di usufruire di un sistema di attuazione antagonista. Con quest'ultimo si sfruttava l'autorità messa in gioco da un attuatore per favorire il *detwinning* del suo omologo. Tuttavia, la soluzione di rivestimento adottata consente di poter valutare una soluzione alternativa che aumenta la flessibilità progettuale del sistema attuato. Infatti, i canali formati dalle superfici del corrugato e dalle piastre di supporto possono essere potenzialmente trasformati in condotti a tenuta in grado di essere sottoposti a una pressione, una volta collegati a un sistema pneumatico. Nel lavoro attuale si propone principalmente uno studio di fattibilità di tale soluzione, senza dettagliare in modo esaustivo gli aspetti costruttivi. In particolare si vogliono stimare i valori di pressione necessari ad eseguire il *detwinning* degli attuatori in NiTiNOL. La soluzione adottata per consentire il ritorno alla forma voluta dunque è quella di sfruttare le baie vuote del corrugato per l'applicazione di un carico interno di pressione che fornisca l'energia necessaria allo scopo. Il sistema così pensato ha il vantaggio che, ogni singolo tratto del rivestimento, è indipendente e non è in antagonismo con l'elemento del ventre corrispondente, inoltre l'aria può essere utilizzata per il raffreddamento dei fili.

Da un punto di vista realizzativo le problematiche riscontrabili sono costituite dal dover sigillare ermeticamente le baie del corrugato, considerando che la struttura è un continuo fatta eccezione per il lato superiore (dove però si trovano, a piccolissima distanza, le piastre a scorrimento). Infine rimane una valutazione di fattibilità circa l'intensità della pressione da dover applicare per riportare la struttura nella configurazione iniziale.

Si ribadisce, comunque, che l'interesse del presente lavoro non è tanto volto alla modellazione nel dettaglio del sistema che permetta la chiusura ermetica del vano, ma piuttosto all'effetto in termini di deformazione che la pressione può fornire.

In Figura 3.32 viene mostrato per mezzo di un semplice schema la modalità di applicazione del carico di pressione, da un punto di vista operativo si tratta di porre la condizione di carico agli elementi piastra costituenti il corrugato, facendo attenzione ad avere per tutto il set la medesima orientazione delle normali locali. Si persegue lo scopo di uno studio preliminare di fattibilità che permetta di valutare le pressioni necessarie e lo sviluppo di un modello e un approccio numerico

che incorpori sia l'attuazione che il *detwinning*.

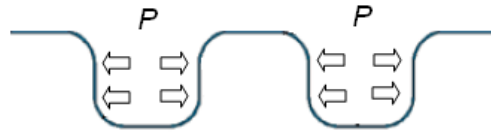


Figura 3.32: Schema di applicazione della pressione

3.3.3 Modellazione della fase di *detwinning*

La condizione finale di spostamento nullo è ottenuta sfruttando la curva elasto-plastica della fase martensitica, in particolare la zona plastica (o zona di *detwinning*) corrisponde ad una curva sostanzialmente piatta che permette un recupero di deformazione (3-4 %) praticamente a sforzo costante. L'entità della pressione applicata è compresa in un range di 0.4 - 1.8 atm a seconda del numero di fili impiegato.

Con l'obiettivo di ottenere una maggiore chiarezza espositiva viene proposto, antecedentemente alla visualizzazione dei risultati delle analisi numeriche, uno schema che ripercorre dall'inizio tutti gli *step* della simulazione completa:

- Applicazione della condizione iniziale di temperatura $T_0 = 292.15 \text{ K}$
- Applicazione della condizione iniziale di presforzo nell'elastomero $\sigma_y = 0.08 \text{ MPa}$
- STEP 1 : Applicazione di un carico concentrato in direzione 'y' ai nodi corrispondenti al set definito per l'appoggio bilatero (vedi Figura 3.23)
- STEP 2 : Rimozione mediante *Model Change* del set 'FILI 2' riferito al modello di fili per il *detwinning*
- STEP 3 : Attivazione del NiTiNOL mediante imposizione di temperatura (348.15 K) ai nodi degli elementi trave dei fili
- STEP 4 : Aggiunta del set di elementi 'FILI 2' precedentemente rimossi
- STEP 5 : Rimozione del set di elementi 'FILI 1' appartenenti alla fase di attivazione
- STEP 6 : Abbassamento della temperatura fino alla condizione desiderata (297.15 K) per simulare il raffreddamento con conseguente abbassamento del modulo elastico della martensite
- STEP 7 : Applicazione di un carico distribuito di pressione all'interno delle baie del corrugato

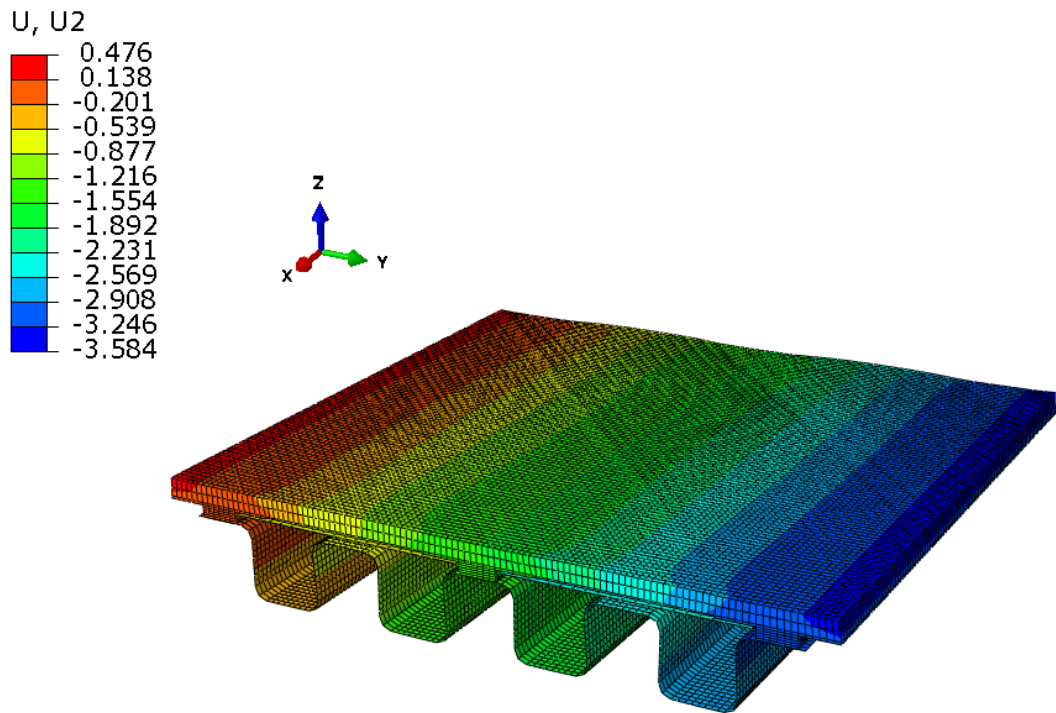


Figura 3.33: Attivazione : 1 filo

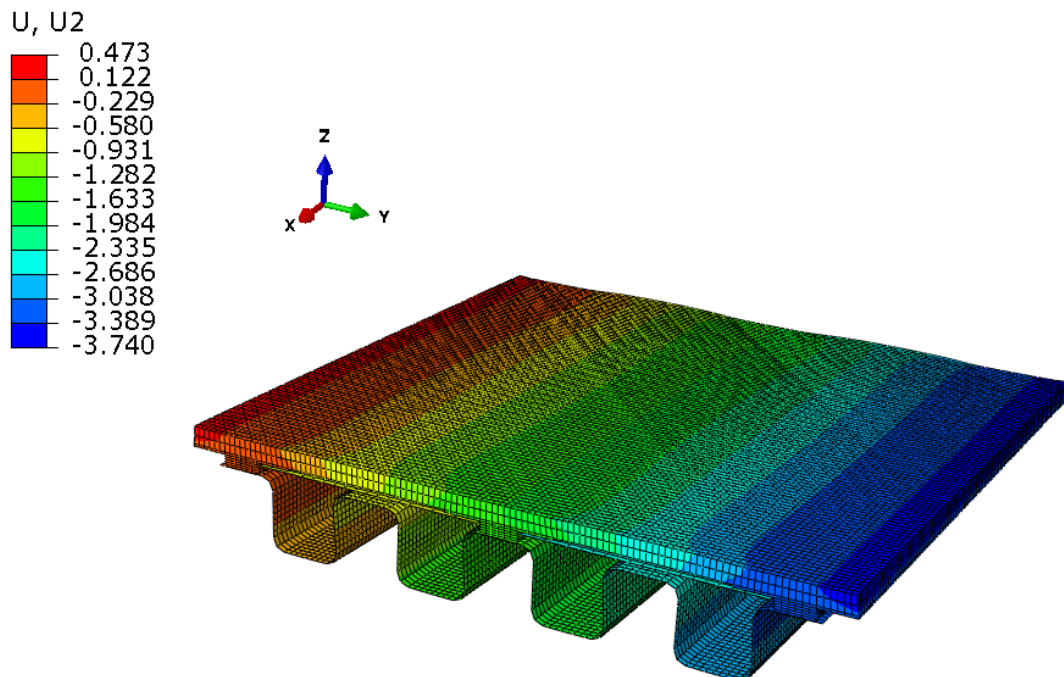


Figura 3.34: Attivazione : 2 fili

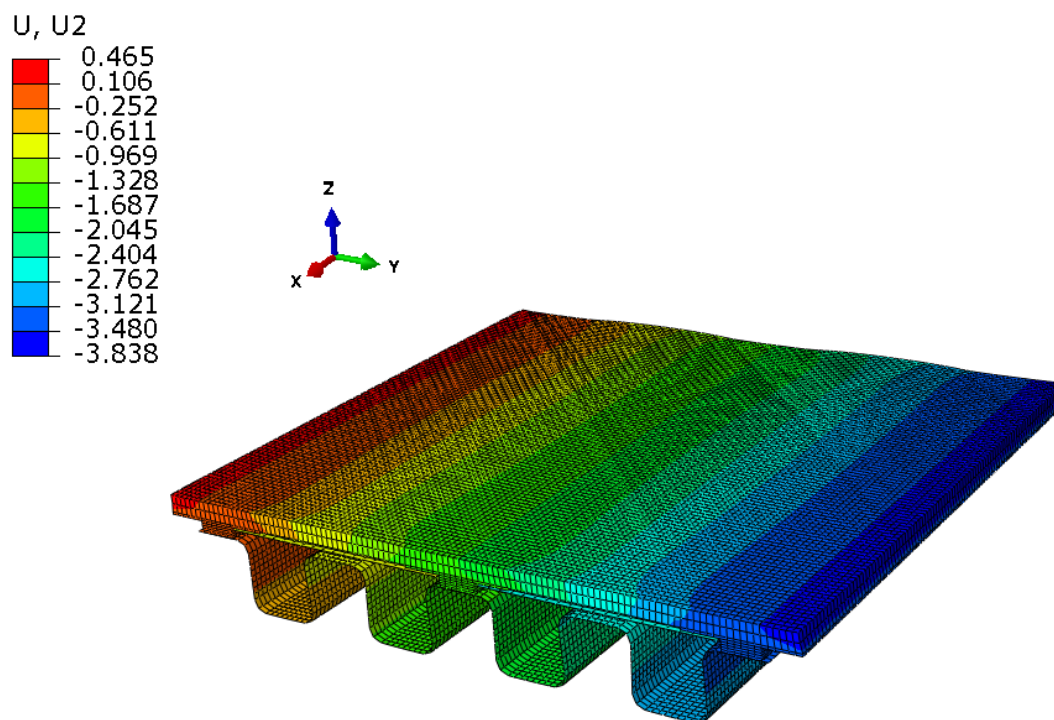
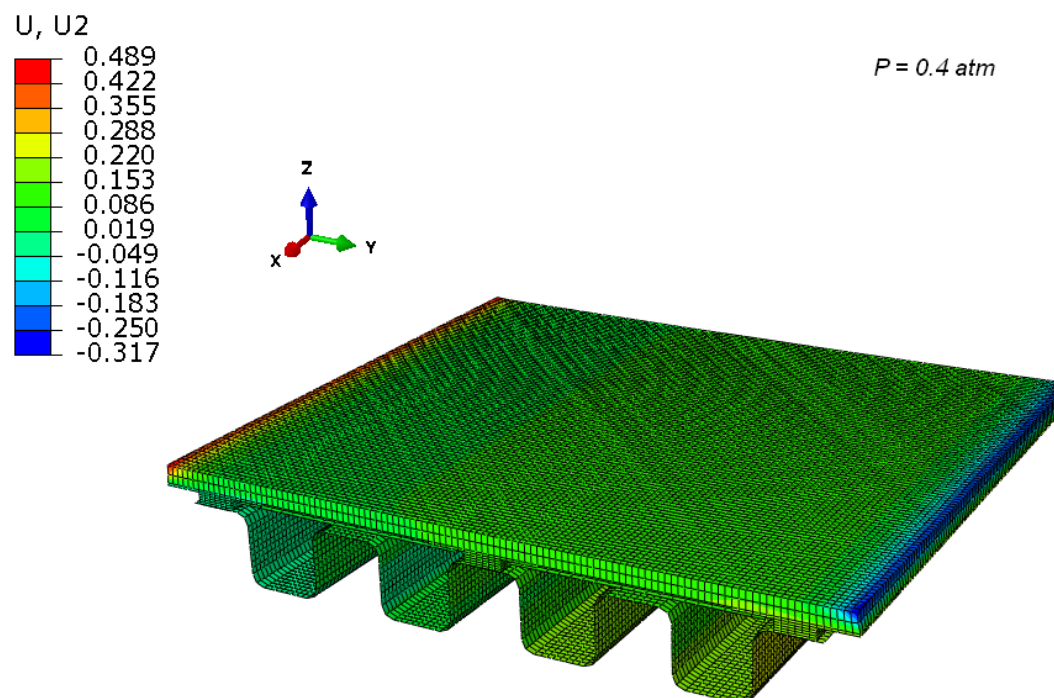


Figura 3.35: Attivazione : 5 fili

Figura 3.36: *Detwinning* : 1 filo

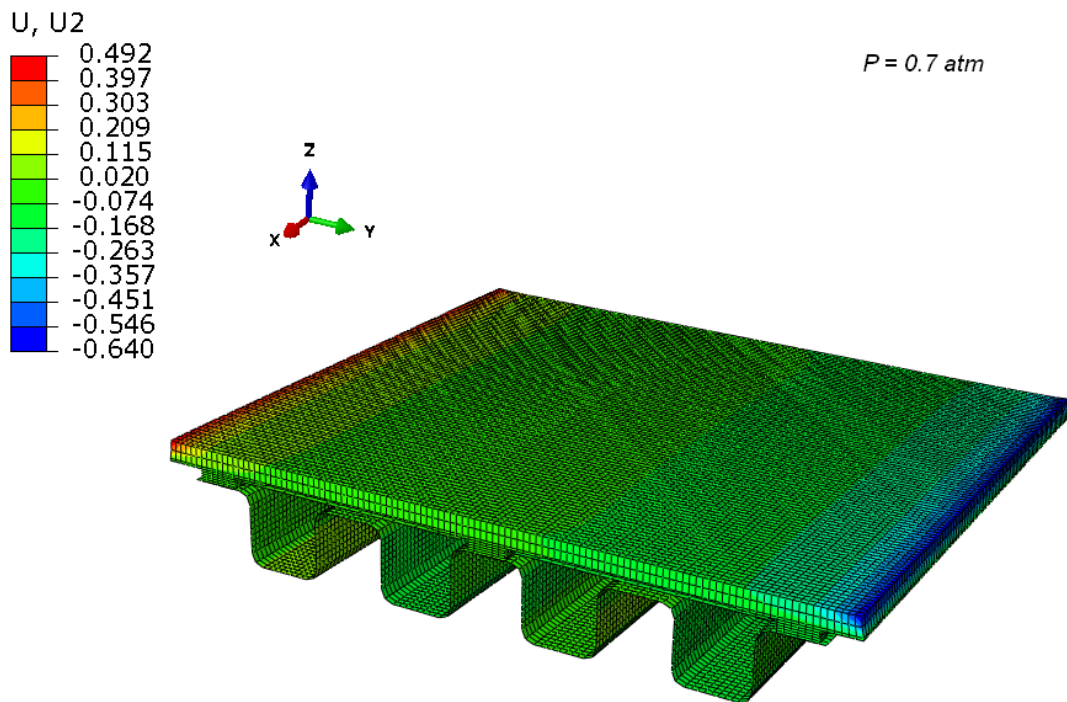


Figura 3.37: *Detwinning* : 2 fili

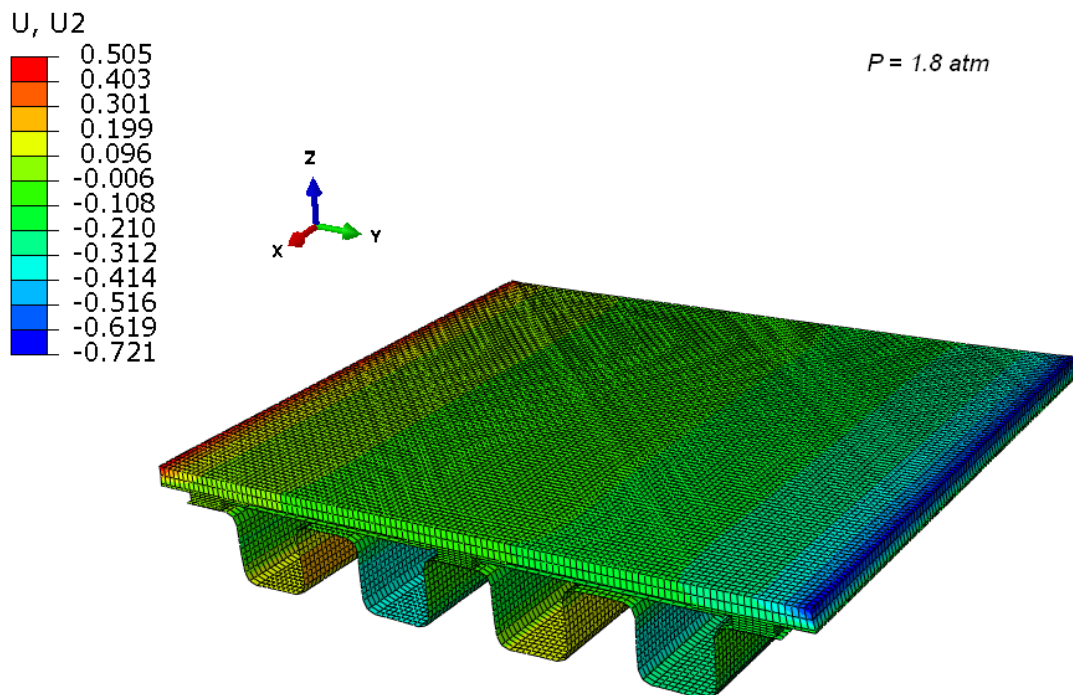


Figura 3.38: *Detwinning* : 5 fili

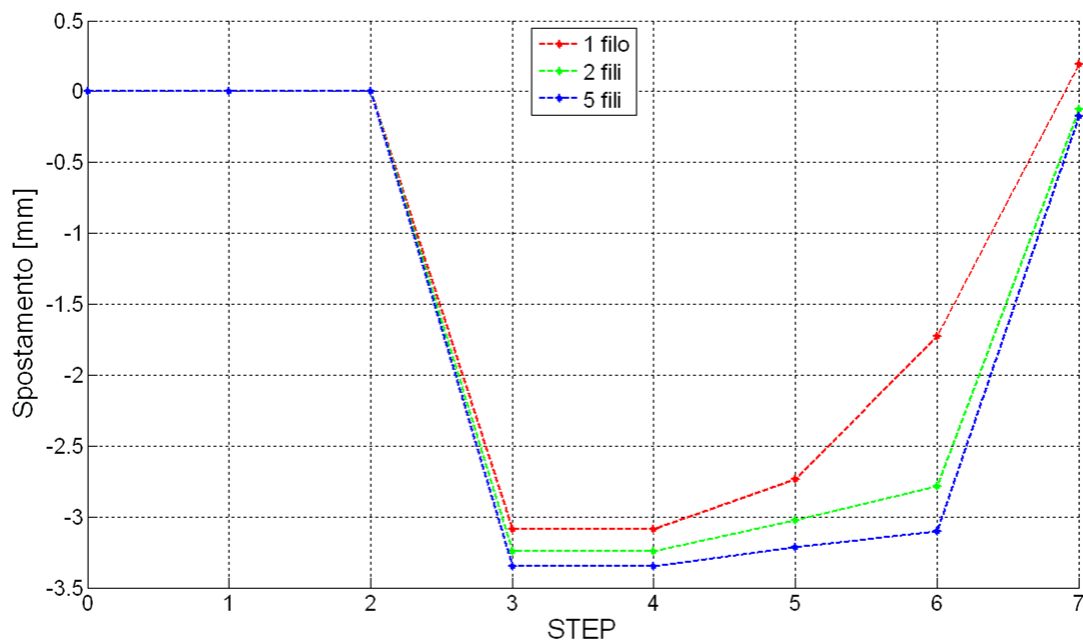


Figura 3.39: Spostamento della pelle in direzione 'y' all'avanzare degli *step*

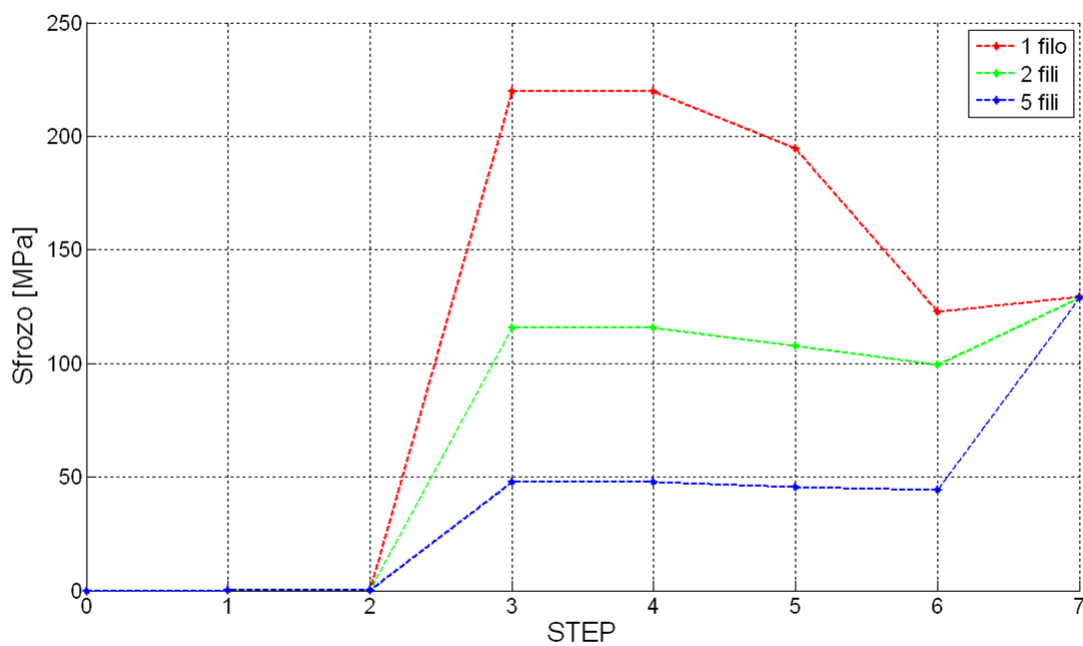


Figura 3.40: Sforzo σ_{yy} nei fili all'avanzare degli *step*

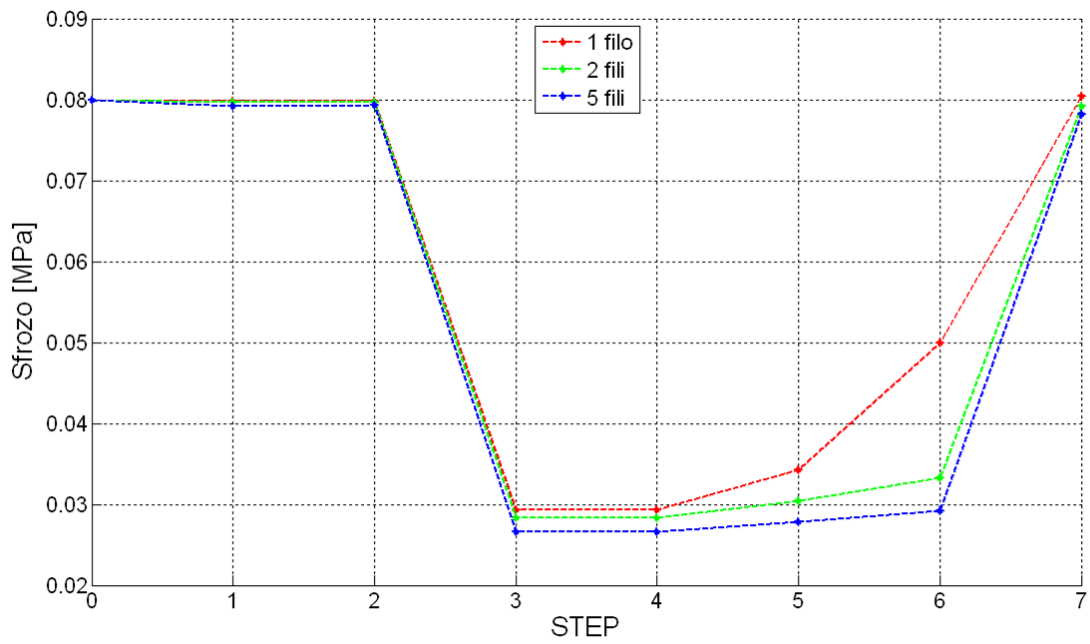


Figura 3.41: Sforzo σ_{yy} nell'elastomero all'avanzare degli *step*

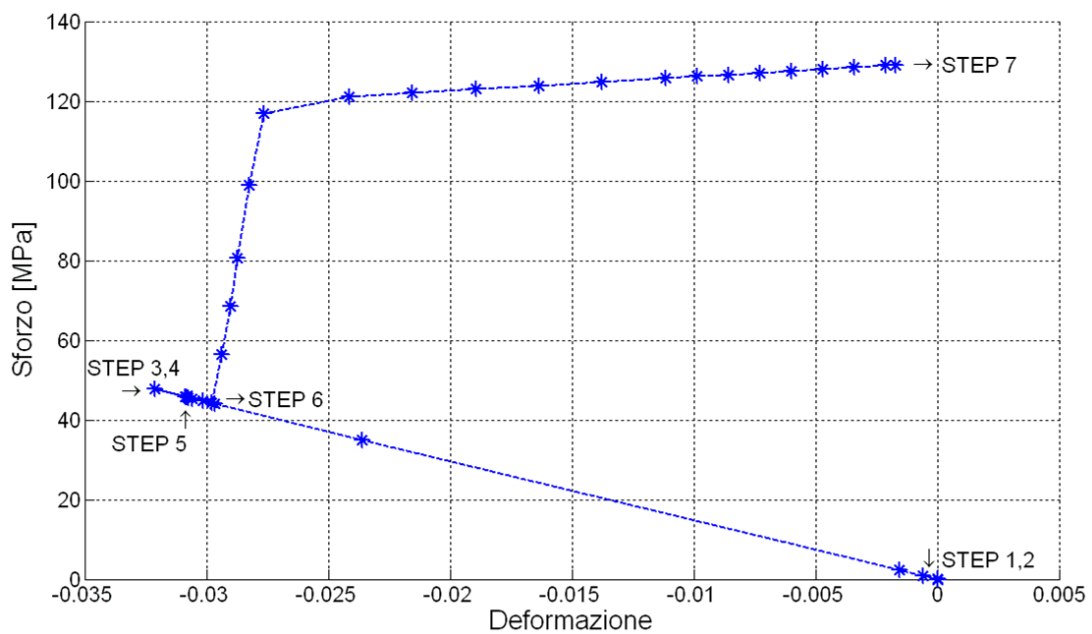


Figura 3.42: Curva sforzo-deformazione per il NiTiNOL inserito nel rivestimento attuato

In Figura 3.42 è infine presentato l'andamento della curva sforzo assiale - deformazione negli elementi trave di NiTiNOL nei vari *step*, il modello di riferimento è quello del corrugato con cinque fili.

Il terzo *step* evidenzia come, a seguito dell'aumento di temperatura con conseguente contrazione per auto-deformazione della lega, la risposta data dalla rigidità della struttura applica uno sforzo di trazione ai fili. Questo viene successivamente ridotto nel momento in cui la fase di raffreddamento (*step 6*). Ciò ha luogo poiché si manifesta una diminuzione progressiva del modulo elastico. Giunti a temperatura ambiente, l'applicazione della pressione provoca un nuovo aumento del carico a trazione percorrendo la curva elastica fino allo snervamento (circa 120 MPa) per poi proseguire nel *detwinning* fino al recupero della configurazione iniziale (*step 7*).

3.3.4 Considerazioni sulla progettazione del rivestimento attuato

Si forniscono alcune considerazioni che permettano di fare una valutazione oggettiva in merito alle potenzialità e alle prestazioni dei fili di NiTiNOL inseriti nella struttura corrugata, ampliando quanto già fatto precedentemente con le nuove informazioni provenienti dalle analisi di *detwinning*. A questo scopo si è ritenuto opportuno eseguire delle ulteriori analisi variando il numero di fili inglobati nella struttura ed inserendo delle situazioni tipo riguardanti una forza applicata in direzione 'y' atta a simulare eventuali carichi operativi (la cui intensità non proviene da studi sui veri carichi strutturali ma ha lo scopo di presentare la formulazione di un criterio di progetto). In aggiunta si è pensato di considerare l'effettiva capacità dell'assieme di sorreggere i suddetti carichi una volta ritornati in condizioni di temperatura ambiente così da valutare eventuali snervamenti non desiderati della martensite. Questo aspetto, infatti, è fondamentale da punto di vista applicativo. Uno dei vantaggi fondamentali per l'applicazione delle leghe a memoria di forma come attuatori per strutture intelligenti è la capacità di ritenere la configurazione ottenuta dopo il riscaldamento. Forze applicate al sistema attuato tali da comportare il *detwinning* dell'attuatore in fase martensitica vanificano questo effetto. Un grafico riassuntivo viene presentato in Figura 3.43.

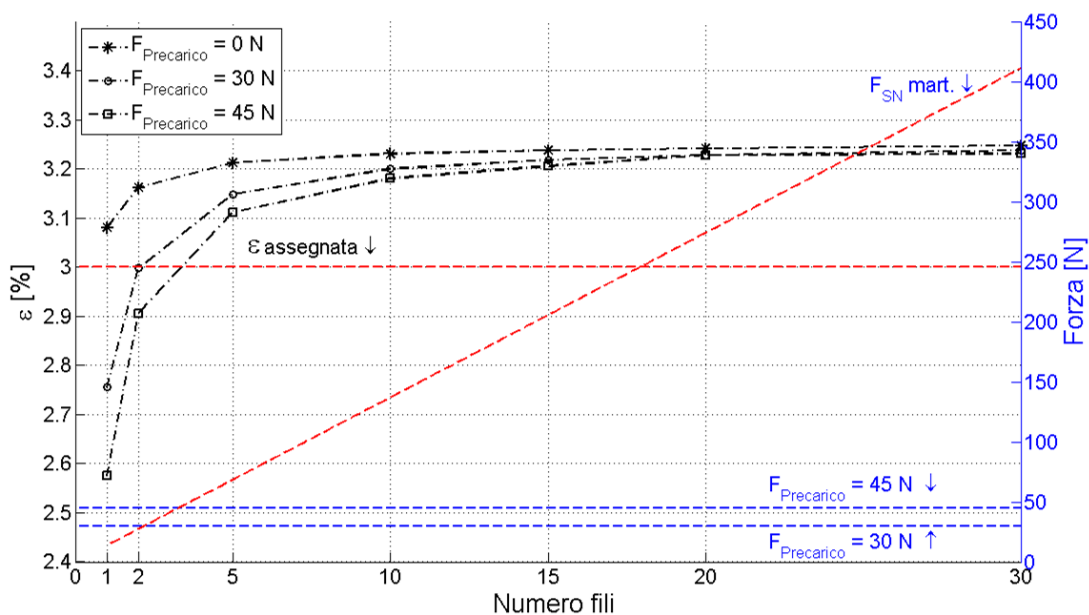


Figura 3.43: Criteri di progetto per i fili di NiTiNOL

L'asse delle ordinate riguardante le deformazioni (in nero sulla sinistra) evidenzia la capacità di contrazione dei fili, al variare del numero degli stessi, per tre situazioni di prearico (curve nere). Viene posta una condizione di progetto tipo costituita dal raggiungimento della prestazione quantificabile in una riduzione della lunghezza del 3% (linea rossa orizzontale).

L'ordinata riferita alla forza (in blu a destra) caratterizza il limite di snervamento della martensite al variare del numero di fili impiegato, confrontato volta per volta con il prearico applicato.

L'analisi dei risultati evidenzia come, anche nel caso della presenza di prearichi, una soluzione con cinque fili è sicuramente vantaggiosa sia in termini di efficacia sia in termini realizzativi, andando oltre infatti, a seguito di difficoltà tecniche di inglobamento, non si riscontrano sufficienti aumenti di prestazione tali da suggerirne la scelta. Le soluzioni ad uno e due fili risultano invece non efficaci per quanto riguarda la capacità di accorciamento ed inoltre, andando a valutare la scala delle forze, si nota che i prearichi applicati superano quelli limite di snervamento della martensite a temperatura ambiente, queste configurazioni vengono dunque abbandonate.

Come accennato in precedenza, i valori del prearico sono puramente indicativi. Solamente un'analisi aerodinamica fornisce le forze resistenti applicate realmente al riferimento. Le analisi di attivazione sono eseguite utilizzando i coefficienti di espansione termica della calibrazione a prearico nullo, il modello risulta adatto per un primo dimensionamento ingegneristico. Noti i veri prearichi si potrà calibrare il modello del NiTiNOL sulla base degli sforzi massimi.

Capitolo 4

Modello di piastra equivalente e studi preliminari di applicazione

Indice

4.1	Calcolo delle proprietà per il modello di piastra equivalente	80
4.1.1	Calcolo della matrice di rigidezza del rivestimento passivo	83
4.1.2	Modellazione dell'elastomero	89
4.1.3	Modellazione dei fili di NiTiNOL	90
4.1.4	Modello di piastra equivalente completo	93
4.2	Applicazione del rivestimento alla <i>morphing sail</i> . .	97
4.2.1	Rivisitazione del modello	105

4.1 Calcolo delle proprietà per il modello di piastra equivalente

Il modello numerico sviluppato in precedenza è adeguato per studiare in dettaglio il comportamento del rivestimento attuato. Tuttavia, i costi computazionali e, soprattutto, lo sforzo di modellazione sono eccessivi per valutarne le prestazioni in una applicazione su scala strutturale, quale ad esempio, l'applicazione del rivestimento ad una superficie aerodinamica con capacità *morphing*. Per tale scopo è opportuno sviluppare un modello semplificato, che sia in grado di modellare le caratteristiche strutturali e la capacità di attuazione del rivestimento facendo uso di semplici elementi bi-dimensionali. Per creare un modello semplificato del rivestimento corrugato attuato si è, quindi, pensato di ridurre la struttura ad una piastra equivalente che ne riproducesse le proprietà meccaniche per poi in seguito aggiungere le fasi di attivazione e *detwinning* della lega a memoria di forma. La riduzione della struttura considera unicamente le parti passive della stessa, vale a dire corrugato, supporti e piastre di scorrimento (Figura 4.1), mentre l'elastomero verrà trattato a parte.

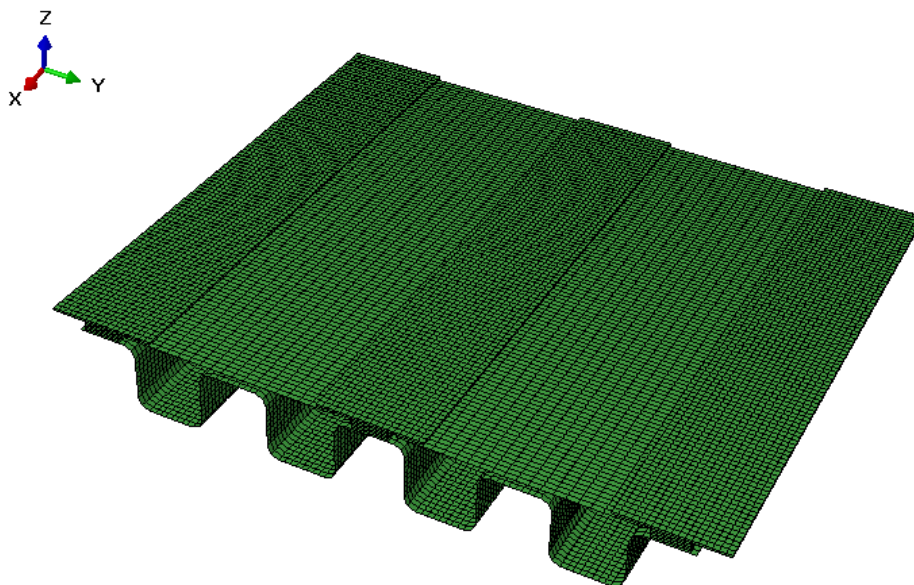


Figura 4.1: Struttura passiva a cui viene applicata la riduzione a piastra equivalente

Il modello teorico a cui si fa riferimento è quello della teoria classica delle piastre sottili di Kirchoff. Rimandando alla apposita letteratura per eventuali approfondimenti, vengono di seguito richiamati i concetti fondamentali a partire dal modello cinematico.

Le ipotesi di Kirchoff permettono di rappresentare u, v e w (gli spostamenti nelle due direzioni nel piano della piastra e lo spostamento verticale di un punto generico) mediante gli spostamenti e le loro derivate relative al piano medio, secondo la

seguinte formulazione:

$$u(x_0, y_0, z) = u_0(x_0, y_0) - z \frac{\partial w_0}{\partial x} \quad (4.1)$$

$$v(x_0, y_0, z) = v_0(x_0, y_0) - z \frac{\partial w_0}{\partial y} \quad (4.2)$$

$$w(x_0, y_0, z) \cong w_0(x_0, y_0) \quad (4.3)$$

Dalla definizione degli spostamenti è immediato ricavare le deformazioni per semplice derivazione:

$$\varepsilon_{xx} = \frac{\partial u_0}{\partial x} - z \frac{\partial^2 w_0}{\partial x^2} = \varepsilon_{0xx} - z \frac{\partial^2 w_0}{\partial x^2} \quad (4.4)$$

$$\varepsilon_{yy} = \frac{\partial v_0}{\partial y} - z \frac{\partial^2 w_0}{\partial y^2} = \varepsilon_{0yy} - z \frac{\partial^2 w_0}{\partial y^2} \quad (4.5)$$

$$\varepsilon_{zz} = \gamma_{yz} = \gamma_{zx} = 0 \quad (4.6)$$

$$\gamma_{xy} = \frac{\partial u_0}{\partial y} + \frac{\partial v_0}{\partial x} - 2z \frac{\partial^2 w_0}{\partial x \partial y} = \gamma_{0xy} - 2z \frac{\partial^2 w_0}{\partial x \partial y} \quad (4.7)$$

Il passo successivo consiste nella definizione delle curvature che permettono la separazione dei contributi membranali e flessionali delle deformazioni:

$$k_x = -\frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{\partial w}{\partial x} \right) = -\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \quad (4.8)$$

$$k_y = -\frac{\partial}{\partial y} \left(\frac{\partial w}{\partial y} \right) = -\frac{\partial^2 w}{\partial y^2} \quad (4.9)$$

$$k_{xy} = -\left[\frac{\partial}{\partial y} \left(\frac{\partial w}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{\partial w}{\partial y} \right) \right] = -2 \frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y} \quad (4.10)$$

Fatte queste premesse, è possibile introdurre la definizione delle deformazioni in notazione vettoriale (4.11) ed esprimere dunque il legame sforzo-deformazione (4.12):

$$\{\varepsilon\} = \{\varepsilon_0\} + z\{k\} \quad (4.11)$$

$$\{\sigma\} = [Q] \{\varepsilon_0\} + [Q] z \{k\} \quad (4.12)$$

Una volta ottenuto il legame desiderato, separando i contributi membranali e flessionali, è possibile integrare l'equazione (4.12) lungo lo spessore della piastra ottenendo forze e momenti risultanti per unità di lunghezza, tenendo presenti le convenzioni come in Figura 4.2.

$$N_x = \int_{-t/2}^{t/2} \sigma_{xx} dz$$

$$N_y = \int_{-t/2}^{t/2} \sigma_{yy} dz$$

$$N_{xy} = \int_{-t/2}^{t/2} \tau_{xy} dz$$

$$M_y = \int_{-t/2}^{t/2} \sigma_{xx} z dz$$

$$M_x = \int_{-t/2}^{t/2} \sigma_{yy} z dz$$

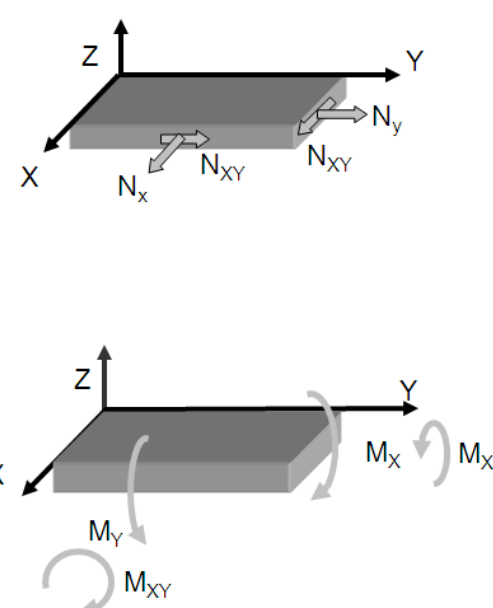
$$M_{xy} = \int_{-t/2}^{t/2} \tau_{xy} z dz$$


Figura 4.2: Convenzioni per l'applicazione di forze e momenti per unità di lunghezza

Il risultato di tale integrazione, espresso in forma compatta, risulta essere un legame tra forze e momenti per unità di lunghezza e corrispettive deformazioni e curvature, la matrice a blocchi rappresenta la matrice di rigidezza della piastra secondo il modello presentato.

$$\begin{Bmatrix} \{N\} \\ \{M\} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} [A] & [B] \\ [B]^T & [D] \end{bmatrix} = \begin{Bmatrix} \{\varepsilon_0\} \\ \{k\} \end{Bmatrix} \quad (4.13)$$

$$[K] = \begin{bmatrix} [A] & [B] \\ [B]^T & [D] \end{bmatrix} \quad (4.14)$$

Nel successivo sottoparagrafo, la matrice di rigidezza di un elemento piastra, con le caratteristiche strutturali del rivestimento, verrà calcolata mediante l'applicazione del modello di dettaglio ad elementi finiti.

4.1.1 Calcolo della matrice di rigidezza del rivestimento passivo

Il calcolo della matrice di rigidezza viene eseguito mediante analisi statiche lineari sul modello ad elementi finiti in Figura 4.1. Il sistema di vincoli applicato, schematizzato in Figura 4.3, è isostatico:

- punto A
 - pattino in direzione 'x'
 - pattino in direzione 'z'
- punto B
 - pattino in direzione 'z'
- punto C
 - pattino in direzione 'z'
- punto D
 - pattino in direzione 'x'
 - pattino in direzione 'y'

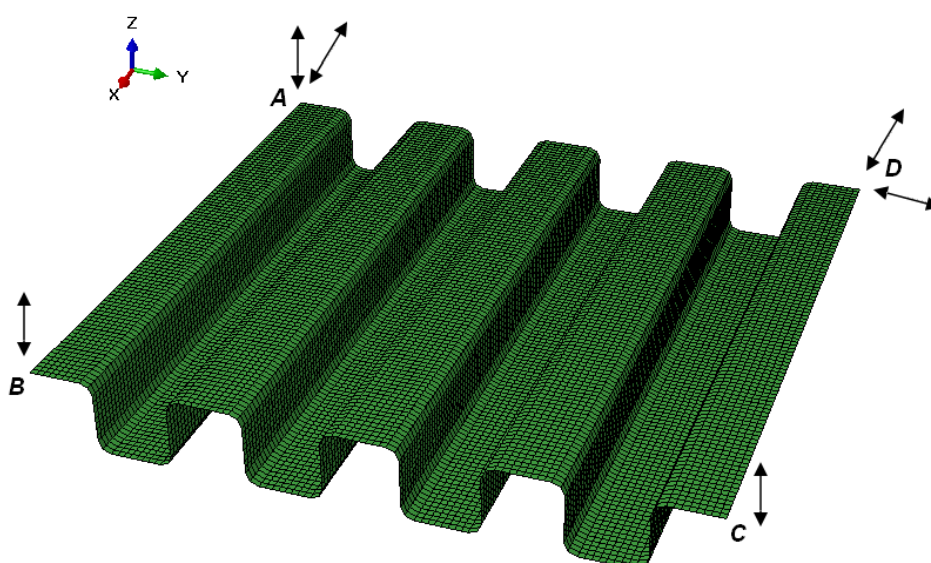


Figura 4.3: Sistema di vincolo isostatico: spostamenti impediti

Questo modello base viene utilizzato per realizzare diverse condizioni di carico, rilasciando alcuni vincoli ed applicando opportunamente le forze. Le diverse condizioni permetteranno il calcolo della matrice di rigidezza. I carichi vengono applicati, a seconda della tipologia, sui lati esterni del corrugato (Figura 4.4), il sistema ottenuto è autoequilibrato.

Una volta applicati i carichi, costituiti da forze e momenti unitari ai nodi, vengono eseguite le analisi statiche. In *output* vengono richiesti spostamenti e rotazioni dei nodi di bordo, vengono dunque calcolati, come riportato in seguito, i coefficienti della matrice di rigidezza [K].

L'applicazione del carico M_{xy} viene effettuata con un sistema di vincolo lievemente differente (ma pur sempre isostatico) che permetta agli estremi A,B,C,D del corrugato di traslare liberamente in direzione 'z'.

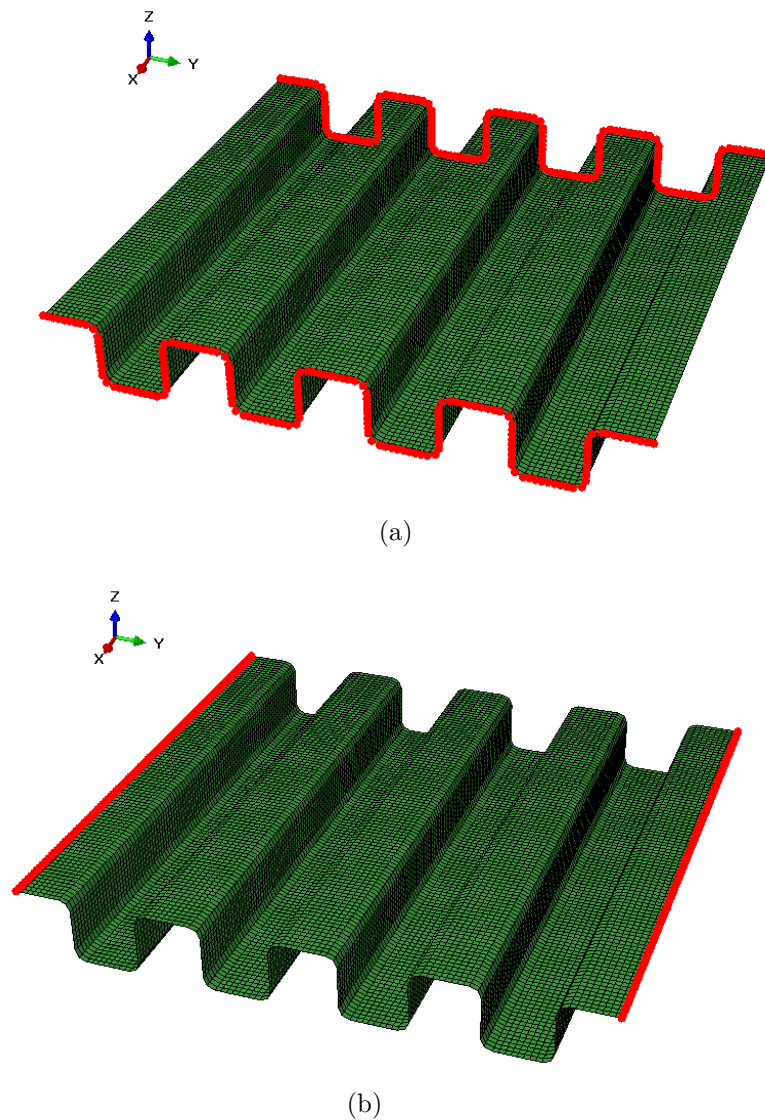


Figura 4.4: Nodi di applicazione dei carichi: (a) N_x, M_y / (b) N_y, M_x / (a)+(b) N_{xy}, M_{xy}

Trattazione del carico N_{xy}

La sollecitazione a taglio della struttura, per il calcolo dell'omonima rigidezza, presenta problemi in quanto va rivisto il sistema di vincolo che garantisce il corretto comportamento sotto questa condizione di carico. Il calcolo della rigidezza a taglio, proveniente da un lavoro di tesi parallelo e qui solamente ripreso, necessita l'imposizione degli spostamenti vincolati tra i nodi di bordo del pannello (Figura 4.5).

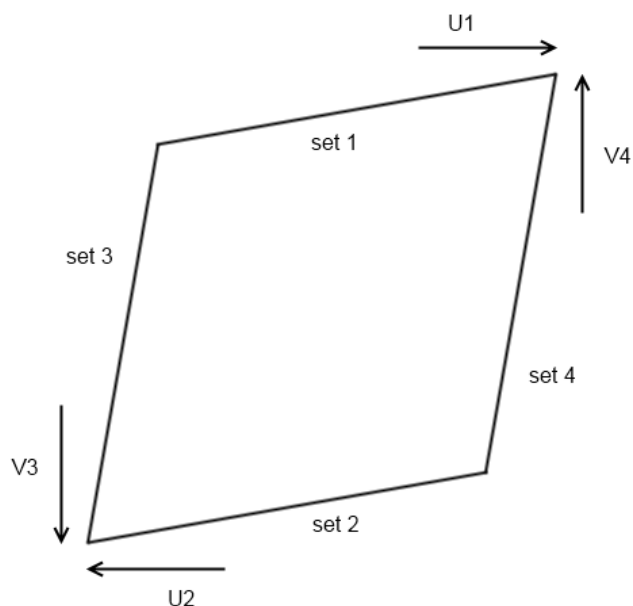


Figura 4.5: Sistema di vincolo per il calcolo della rigidezza a taglio ('z' perpendicolare al piano)

Le relazioni imposte sotto forma di equazioni sono di seguito riportate:

$$U_1 = V_4 \quad (4.15)$$

$$U_2 = V_3 \quad (4.16)$$

$$U_1 = -U_2 \quad (4.17)$$

$$V_3 = -V_4 \quad (4.18)$$

Viene aggiunto un vincolo sullo spostamento in direzione 'z' (fuori dal piano) sui quattro *set* individuati dai nodi di bordo, in questo modo si evita l'imbozzamento del pannello. La combinazione delle equazioni così definite e del vincolo

alla traslazione verticale determina l'isostaticità della struttura.

Si opera la scelta di utilizzare un pannello con medesime dimensioni in direzione 'x' e 'y' (U e V in Figura 4.5), ciò non risulta una limitazione e consente un più agevole calcolo dell'angolo di taglio, a partire dallo spostamento dei vertici:

$$S = |U_1| = |U_2| = |V_3| = |V_4| \quad (4.19)$$

$$\gamma = \arctan\left(\frac{2S}{l}\right) \quad (4.20)$$

$$G_{xy}t = \frac{q}{\gamma} = \frac{F}{\gamma l} \quad (4.21)$$

Applicando una forza di taglio di 1000 N ad un nodo fittizio (*master*) i cui spostamenti sono legati ai nodi di bordo (*slave*), si ottiene uno spostamento $S = 0.3832 \text{ mm}$ con un angolo di taglio $\gamma = 1.7917^\circ$. Il coefficiente della matrice [K] corrispondente alla rigidezza a taglio della struttura risulta dunque:

$$G_{xy}t = 1305 \frac{N}{mm}$$

Calcolo degli altri termini della matrice di rigidezza

Per il calcolo degli altri termini della matrice di rigidezza, si riportano di seguito le formule utilizzate per il calcolo dei termini di deformazione a partire dai risultati di spostamenti e rotazioni provenienti dalle analisi statiche sul rivestimento passivo. In Tabella 4.1 i risultati vengono raccolti, dividendoli per tipologia di carico.

$$\varepsilon_{0_{xx}} = \frac{\Delta u}{l_x} \quad (4.22)$$

$$\varepsilon_{0_{yy}} = \frac{\Delta v}{l_y} \quad (4.23)$$

$$\gamma_{0_{xy}} = \frac{\Delta u}{l_y} + \frac{\Delta v}{l_x} \quad (4.24)$$

$$k_x = \frac{\Delta \alpha_y}{l_x} \quad (4.25)$$

$$k_y = -\frac{\Delta \alpha_x}{l_y} \quad (4.26)$$

$$k_{xy} = -\left[-\frac{\Delta \alpha_y}{l_y} + \frac{\Delta \alpha_x}{l_x}\right] \quad (4.27)$$

con $l_x = 98mm$, $l_y = 106.25mm$

Tabella 4.1: Deformazioni e curvatures calcolate per il rivestimento passivo

	N_x	N_y	N_{xy}	M_y	M_x	M_{xy}
ε_{0xx}	4.1472e-005	-1.0140e-008	0	-1.0223e-005	4.3492e-009	-1.4804e-015
ε_{0yy}	-1.5965e-006	0.0076	0	-8.1898e-004	0.0078	8.3236e-009
γ_{0xy}	-5.9974e-012	7.3687e-011	*	-4.5030e-011	4.5143e-012	3.4671e-010
k_x	-1.1636e-006	-5.2014e-007	0	2.1889e-004	-6.1185e-007	-6.0379e-015
k_y	6.8479e-008	7.7672e-004	0	-9.6337e-005	0.0012	1.9561e-011
k_{xy}	2.2867e-013	3.9946e-012	0	-5.0548e-010	8.6513e-012	0.0010

* = calcolato a parte

Dividendo le deformazioni e curvatures calcolate per le forze (per unità di lunghezza) viene costruita la matrice di cedevolezza $[C]$ per colonne, portando a zero i termini infinitesimi di ordine superiore si ottiene:

$$[C] = \begin{bmatrix} 4.594e-5 & -1.003e-6 & 0 & -1.132e-6 & 4.305e-8 & 0 \\ -1.003e-6 & 7.539e-1 & 0 & -9.073e-5 & 7.689e-2 & 0 \\ 0 & 0 & 7.662e-4 & 0 & 0 & 0 \\ -1.132e-6 & -9.072e-5 & 0 & 2.425e-5 & -6.056e-6 & 0 \\ 4.305e-8 & 7.689e-2 & 0 & -6.056e-6 & 1.237e-2 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1.014e-2 \end{bmatrix}$$

La matrice di rigidezza, ricavata per inversione di quella di cedevolezza, è di seguito riportata (le convenzioni sulla terna di riferimento sono quelle di ABAQUS in Figura 4.1):

$$[K] = \begin{bmatrix} 21793.455 & 0.15142411 & 0 & -1018.1633 & 0.51843564 & 0 \\ 0.15142411 & 3.6220113 & 0 & -3.6591993 & 22.506616 & 0 \\ 0 & 0 & 1305 & 0 & 0 & 0 \\ -1018.1633 & -3.6591993 & 0 & 41301.527 & 7.3037379 & 0 \\ 0.51843564 & 22.506616 & 0 & 7.3037379 & 220.68326 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 98.578238 \end{bmatrix}$$

Grazie alle opzioni del codice solutore (ABAQUS) è possibile caratterizzare un elemento di piastra direttamente mediante una matrice di rigidezza, che deve solo soddisfare il vincolo di essere definita positiva. Pertanto, la matrice ottenuta, può essere sfruttata per modellare il rivestimento attuato con schemi a raffinamento molto minore di quello utilizzato per il modello di dettaglio. Va osservato,

inoltre, che il grado di raffinamento del modello è completamente svincolato dalle dimensioni dei dettagli strutturali del rivestimento. In Figura 4.6 viene infine proposto un confronto, in merito agli spostamenti fuori dal piano, tra il modello ad elementi finiti completo del corrugato e la piastra equivalente con la matrice di rigidezza [K] calcolata. La piastra rappresentata in Figura 4.6-b è modellata da elementi di piastra bi-lineari (S4 in Abaqus) e, come si può osservare, ottiene spostamenti quasi identici a quelli del modello di rivestimento completo. Occorre infine sottolineare che, per come è stata calcolata la matrice di rigidezza, il modello semplificato è equivalente al corrugato se i nodi degli elementi sono posti al livello dei nodi A, B, C, D vincolati in Figura 4.3.

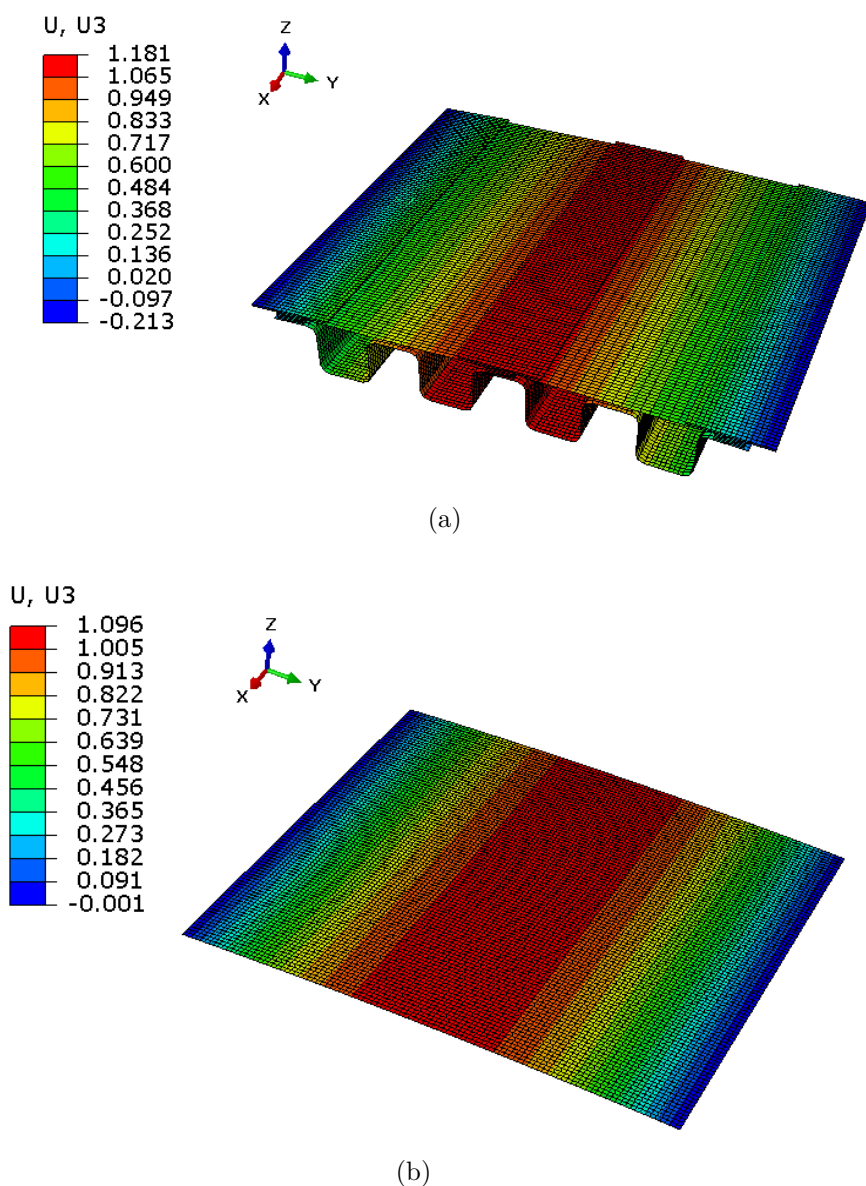


Figura 4.6: Carico N_y : confronto spostamenti fuori dal piano tra modello completo (a) e ridotto (b)

4.1.2 Modellazione dell'elastomero

Come accennato in precedenza, la trattazione della riduzione ad un modello di piastra equivalente per l'elastomero è eseguita a parte. Il sistema di vincolo di quest'ultimo con la restante struttura corrugata, ottenuto per incollaggio, fa sì che per il calcolo della rigidezza membranale in direzione 'y' vada ridimensionato il valore del modulo elastico a trazione (Figura 4.7), aumentandolo per effetto delle parti incollate.

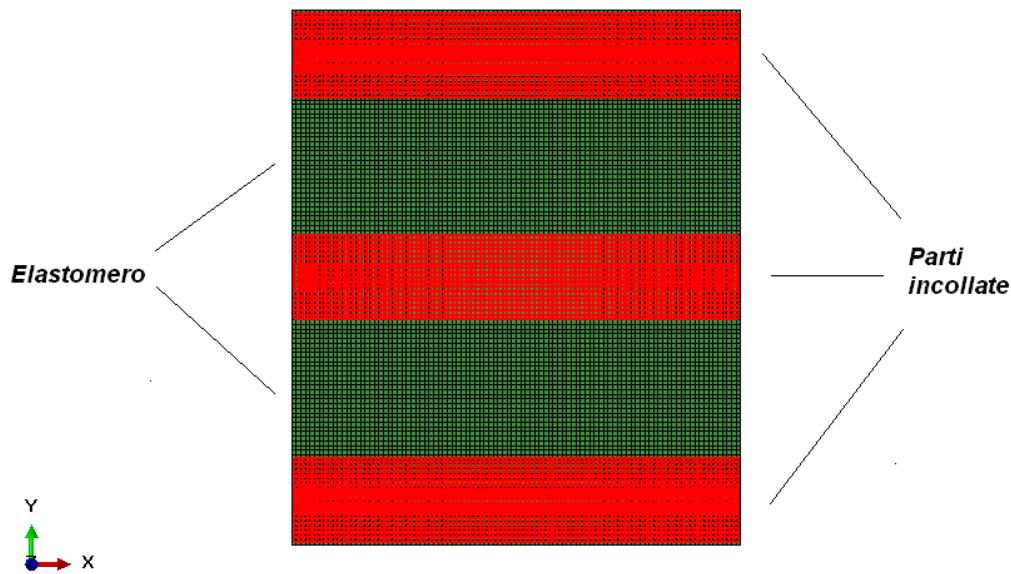


Figura 4.7: Zone dell'elastomero vincolate al corrugato

A partire da un valore di riferimento per il modulo elastico calcolato secondo la curva sforzo-deformazione in Figura 3.13 corrispondente a $E = 0.9MPa$, ne viene modificato il valore considerando una correzione lineare basata sulle lunghezze vincolate in 'y':

$$L_{Tot_y} = 116.5625$$

$$L_{Supporti_y} = 18.5625$$

$$L_{Libera_y} = (L_{Tot_y} - 3 \cdot L_{Supporti_y}) = 60.875 \quad (4.28)$$

$$\frac{L_{Tot_y}}{L_{Libera_y}} = 1.915 \quad (4.29)$$

$$E_{Effettivo} = 1.915 \cdot E = 1.7235 \quad (4.30)$$

Il materiale utilizzato è lineare elastico isotropo con modulo elastico del valore di $E_{Effettivo}$ e coefficiente di *Poisson* scelto pari a 0.45. Il modello originale era caratterizzato da un rivestimento dello spessore di 3 mm costituito da elementi solidi. Il modello di piastra equivalente per il solo elastomero è rappresentato mediante una piastra di spessore 3 mm (elementi tipo S4) e materiale appena descritto. Nel modello equivalente, gli elementi di elastomero andranno sovrapposti a quelli che rappresentano il corrugato passivo e condivideranno, pertanto, gli stessi nodi.

4.1.3 Modellazione dei fili di NiTiNOL

Al contrario di quanto fatto per la struttura passiva del rivestimento, elastomero compreso, la caratterizzazione dei fili di NiTiNOL all'interno del nuovo modello ridotto non prevede l'utilizzo di piastre di equivalenti proprietà. Quello che ci si propone di fare è sostanzialmente di utilizzare gli elementi trave, come per altro fatto nel modello completo, variandone le proprietà sia geometriche che del materiale. L'uso dell'elemento monodimensionale (la trave) è necessario per rappresentare l'effetto degli attuatori in NiTiNOL, ma la rappresentazione degli attuatori nei modelli di dettaglio ed equivalente è concettualmente differente. Infatti, gli elementi di trave modellano fisicamente i fili nel modello di dettaglio ed il numero di fili modellati riproduce il numero di attuatori presenti. Al contrario, nel modello equivalente, gli elementi bi-dimensionali vengono posti lungo le file di nodi che rappresentano corrugato ed elastomero. La spaziatura degli elementi dipende quindi dal raffinamento scelto per il modello numerico. I fili modellano una capacità di attuazione che è 'diffusa' nel modello equivalente di rivestimento e non intendono rappresentare fisicamente gli attuatori. Pertanto, le caratteristiche dei fili andranno calibrate sulla base della soluzione fisica che intendono modellare. La geometria dei fili prevede, quindi, un riadattamento della dimensione caratteristica della trave di sezione circolare, ovvero la sua area resistente. Questa proprietà, nel modello semplificato equivalente, va calibrata a seconda del numero di fili fisicamente presenti ($N^\circ fili$) lungo una porzione di rivestimento di larghezza l_{rif} , e della spaziatura degli elementi equivalenti nel modello semplificato, l_{peq} . Tale dimensione va presa nella direzione perpendicolare a quella di attuazione (cioè 'in apertura' pensando a un'applicazione ad un profilo aeronautico). Detta A_{filo} l'area fisica dei fili e x l'area, incognita, dei fili nel modello, l'equazione di calibrazione è la seguente:

$$\frac{A_{filo} \cdot N^\circ fili}{l_{rif}} = \frac{x}{l_{peq}} \quad (4.31)$$

Per il caso studiato finora, con 5 fili di attuazione si ha:

$$A_{filo} = \pi \cdot r^2 = 0.114 \text{ mm}^2$$

$$r = \frac{0.381}{2} = 0.1908$$

$$N^{\circ} \text{ fili} = 5$$

$l_{rif} = 98mm$, dimensione in apertura ('x') del corrugato

l_{peq} = dimensione in apertura della piastra equivalente

x = Area totale dei fili nella piastra equivalente

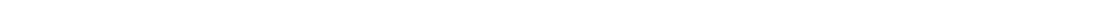
Calcolata l'area totale dei fili nel nuovo modello essa va ripartita per il numero di fili scelto da inglobare, considerando che, in un modello di larghezza (apertura) finita, quelli di estremità avranno un'area dimezzata.

I nuovi elementi di trave esplicheranno la loro capacità di attuazione lungo tutta la loro lunghezza e non solo nei tratti liberi fra i supporti con i corrugati. Si necessita dunque, di una scalatura da effettuarsi anche nei coefficienti di espansione termica efficaci. Questo ridimensionamento considera, al pari di quanto era avvenuto con il modulo elastico dell'elastomero, un fattore di scala dovuto al parziale inglobamento degli stessi nel modello completo, inglobamento che non permette di esibire alcun recupero di forma.

Utilizzando come base di partenza i CTE provenienti dalle prove a presforzo costante, il fattore di riduzione è pari al rapporto fra lunghezza libera dei fili e lunghezza totale nel modello di rivestimento dettagliato, ed è quantificabile in:

$$f = 0.8218$$

I corrispondenti coefficienti ridimensionati sono rappresentati in Figura 4.8:



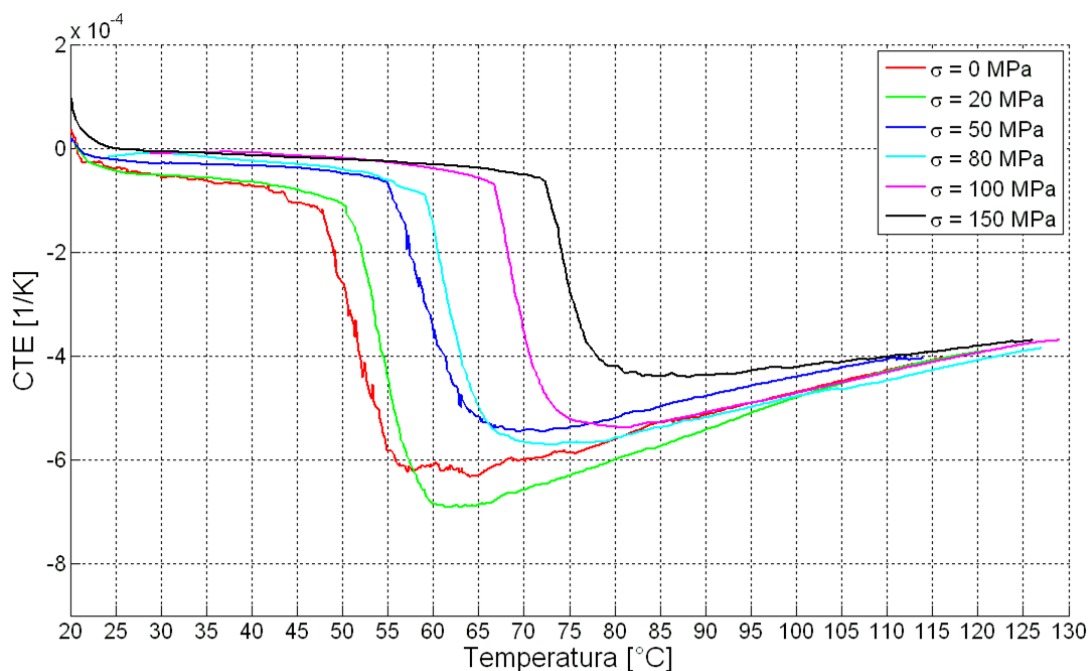


Figura 4.8: Coefficienti di espansione termica efficaci per la piastra equivalente

Modellazione del *detwinnig*

Il fenomeno del *detwinnig*, che nel modello completo veniva favorito dalla presenza di una carico di pressione nelle baie del corrugato, necessita ora di una revisione. Il modello semplificato consente in modo semplice di modellare la transizione fra austenite e martensite applicando le tecniche di rimozione e attivazione descritte in precedenza per il modello di dettaglio. Tuttavia, la modellazione dell'effetto della pressione non è immediata.

Si decide di rappresentare lo sforzo dovuto alla pressione utilizzando gli stessi elementi impiegati per rappresentare l'elastomero, per mezzo di un coefficiente di espansione termica equivalente che ricalchi l'effetto voluto. Questo necessita ovviamente di un cambio di proprietà della gomma, che verrà effettuato allo stesso modo con cui si è operata la sostituzione degli elementi per i fili di NiTiNOL. Si rende necessario creare, mantenendo i medesimi nodi della struttura, una nuova piastra con le caratteristiche meccaniche dell'elastomero, ma con un coefficiente di espansione termica, non dipendente dalla temperatura, in sostituzione della pressione nelle baie, esso viene scelto con un valore pari a: $\alpha_{Elast} = 2.45 \cdot 10^{-3} [K^{-1}]$. Il fatto di dover applicare la temperatura per esibire lo stesso comportamento dato dalla pressione obbliga, dal momento che tutti i nodi strutturali sono in comune tra gli elementi, e che la temperatura, nel modello FEM, è una variabile applicata ai nodi e non agli elementi, all'utilizzo di una terza tipologia di fili di NiTiNOL, con le caratteristiche meccaniche della martensite a temperatura ambiente (curva elasto-plastica), ma senza la dipendenza dalla temperatura. La sostituzione di questi elementi al posto di quelli utilizzati per la fase di *detwinnig* garantisce le medesime proprietà con l'invarianza del comportamento nei confronti della

temperatura assegnata per far espandere l'elastomero.

4.1.4 Modello di piastra equivalente completo

Viene presentato un assemblato dei componenti fin qui descritti, in grado di rappresentare, per mezzo di una geometria semplificata e di un ridotto numero di elementi finiti, il comportamento del corrugato attuato.

La piastra in questione ha le dimensioni di 500 mm in apertura ('x') e 500 mm in corda ('y'), al suo interno vengono inglobati undici elementi trave rappresentanti i fili di NiTiNOL. Questi undici elementi intendono rappresentare l'applicazione di cinque fili per unità di larghezza. Secondo l'equazione (4.31) essi hanno raggi rispettivamente di 0.30425 mm per i fili interni e 0.21514 mm per quelli alle estremità (Figura 4.9). Il numero di fili nel modello equivalente è rappresentativo di una possibile scelta che tiene conto della necessità di diffondere l'azione di attuazione sulla superficie del rivestimento modellato e, al tempo stesso, di evitare inutili aggravii di sforzo computazionale.

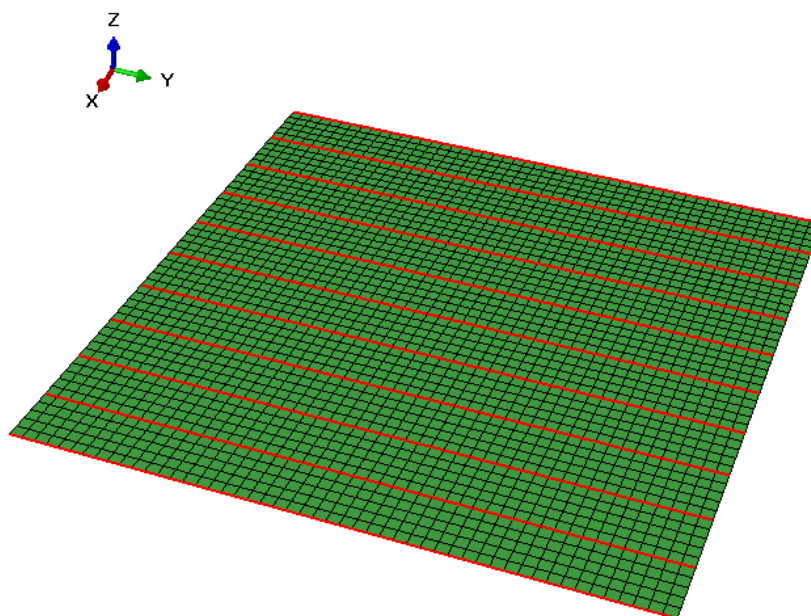


Figura 4.9: Modello di piastra equivalente completo, in evidenza i fili di NiTiNOL (rosso)

L'assieme, costituito da elementi di lato 10 mm , è composto da:

- Piastra del corrugato passivo a cui viene assegnata direttamente la matrice di rigidità [K] precedentemente calcolata
- Piastra di elastomero spesso 3 mm con modulo elastico $E_{Effettivo}$ (denominata 'ELASTOMERO 1')

- Piastra di elastomero spesso 3 mm con modulo elastico $E_{Effettivo}$ e coefficiente di espansione termica α_{Elast} (denominata 'ELASTOMERO 2')
- Elementi trave dei fili di NiTiNOL con coefficienti di espansione termica ridotti ('FILI 1')
- Elementi trave dei fili di NiTiNOL per la fase di raffreddamento (identici a quelli del modello completo, ovvero i 'FILI 2')
- Elementi trave dei fili di NiTiNOL con le sole proprietà elastiche della martensite a 24°C senza dipendenza dalla temperatura ('FILI 3')

Tutti gli elementi appena descritti condividono i medesimi nodi, che risultano pertanto solo quelli presenti in Figura 4.9 a descrivere la piastra equivalente, il sistema di vincolo ripropone la soluzione del modello originale (Figura 3.23). Allo scopo di fornire maggiore chiarezza vengono di seguito descritti tutti gli *step* impiegati nell'analisi statica non lineare per visualizzare il ciclo di attuazione completo:

- Applicazione della condizione iniziale di temperatura T_0 ai fili = 292.15 K
 - Applicazione della condizione iniziale di temperatura T_0 ai nodi dell'elastomero (fili esclusi) = 297.15 K
 - STEP 1 : Rimozione mediante *Model Change* dei set 'FILI 2', 'FILI 3' ed 'ELASTOMERO 2'
 - STEP 2 : Attivazione del NiTiNOL mediante imposizione di temperatura (348.15 K) ai nodi degli elementi trave dei fili
 - STEP 3 : Aggiunta del set di elementi 'FILI 2' precedentemente rimossi
 - STEP 4 : Rimozione del set di elementi 'FILI 1' appartenenti alla fase di attivazione
 - STEP 5 : Abbassamento della temperatura fino alla condizione desiderata per i fili (297.15 K) per simulare il raffreddamento
 - STEP 6 : Aggiunta del set di elementi 'FILI 3' precedentemente rimossi
 - STEP 7 : Rimozione del set di elementi 'FILI 2' appartenenti alla fase di raffreddamento
 - STEP 8 : Aggiunta del set di elementi 'ELASTOMERO 2' precedentemente rimosso
 - STEP 9 : Rimozione del set di elementi 'ELASTOMERO 1'
 - STEP 10 : Applicazione della temperatura $T = 348.15$ a tutti i nodi del modello simulando l'applicazione di pressione
-

In Figura 4.10 e Figura 4.11 si possono visualizzare i risultati numerici delle analisi riguardanti gli *step* di attivazione e *detwinning*, un confronto con il precedente studio è invece proposto in Tabella 4.2, nella quale vengono confrontate le deformazioni lungo 'y' nel modello completo e ridotto considerando una temperatura di attivazione di 75 °C.

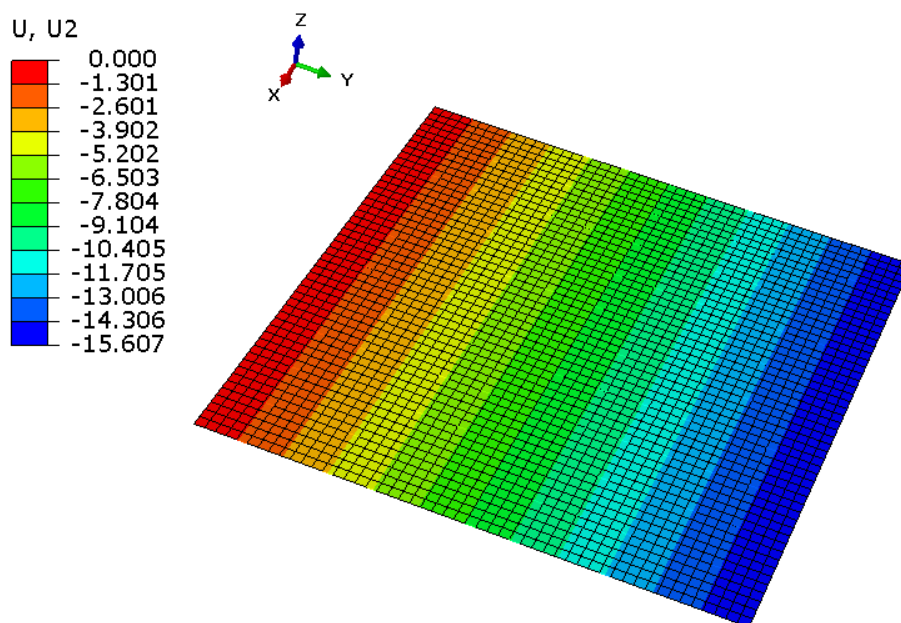


Figura 4.10: Modello di piastra equivalente completo: attivazione del NiTiNOL per riscaldamento

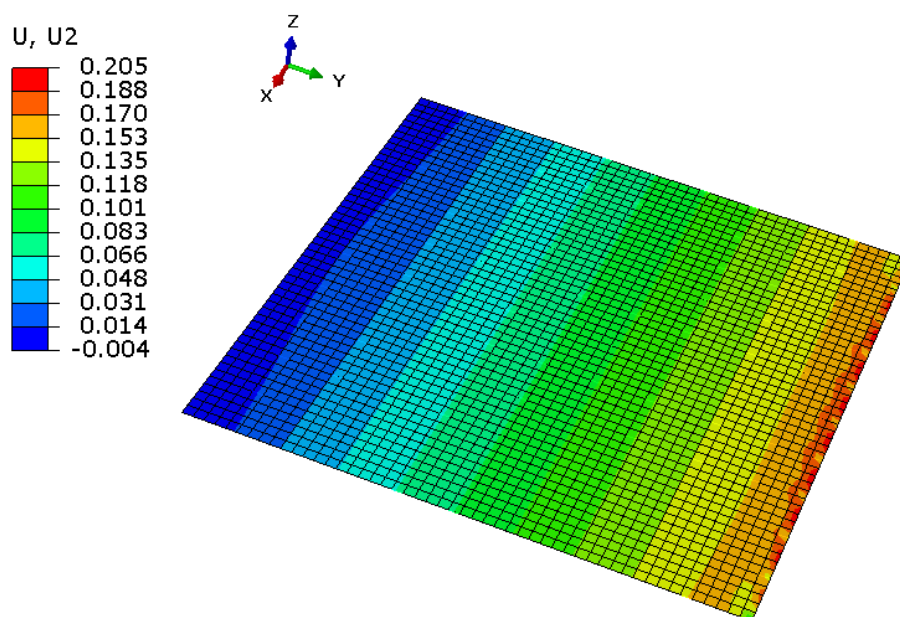


Figura 4.11: Modello di piastra equivalente completo: *detwinning*

Tabella 4.2: Confronto deformazioni tra modello completo e ridotto

	Modello completo	Piastra equivalente	Errore [%]
Deformazioni [%]	-3.21	-3.12	2.8

La Tabella 4.2 suggerisce che il modello realizzato per ridurre la struttura presentata nel Capitolo 3 ad una piastra equivalente di più agevole utilizzo risulta soddisfacente in quanto presenta un errore minimo nella rappresentazione dell'autorità del NiTiNOL. Questo assieme può essere impiegato nello studio del comportamento del corrugato applicato come rivestimento di una struttura *mor- phing*.

4.2 Applicazione del rivestimento alla *morphing sail*

Il modello equivalente di rivestimento è applicato, in questa sezione, alla soluzione di profilo *morphing* in studio presso il Politecnico di Milano. Il sistema è stato presentato nel capito introduttivo. Si tratta, in effetti, di uno studio mirato a valutare le potenzialità dell'approccio numerico e a evidenziare le possibili problematiche progettuali che sorgono per lo sviluppo di un sistema *morphing* dotato di rivestimento attuato. Infatti, la soluzione su cui il rivestimento è applicato è stata ottimizzata per una applicazione passiva e, in particolare, le rigidzze della struttura di supporto non sono trascurabili.

L'obiettivo dichiarato è, comunque, quello di inserire nel modello ad elementi finiti di un profilo *morphing*, con struttura interna chirale, la piastra equivalente attuata potendo così verificare la capacità dei fili di NiTiNOL di movimentare il sistema.

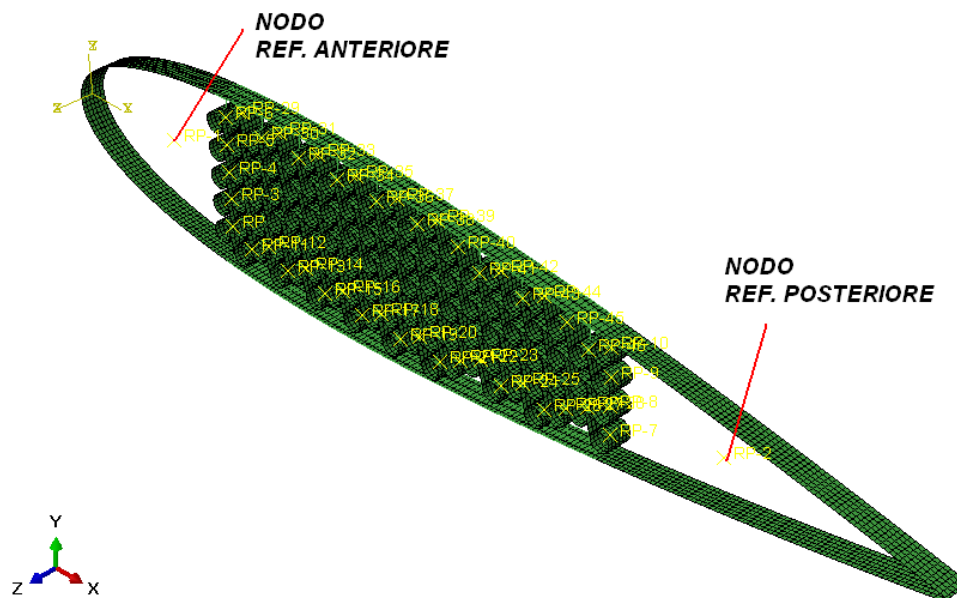


Figura 4.12: Modello ad elementi finiti del profilo con struttura interna chirale

Il profilo, rappresentante una centina visualizzabile in Figura 4.12, è un NACA 0018 avente corda 1 *m* e apertura 25 *mm* [20]. La struttura interna chirale è costituita da cilindri e legamenti in tessuto composito di carbonio, tutti i cilindri di perimetro sono dotati di un corpo rigido che collega i nodi della sezione circolare con il nodo centrale di riferimento. Un corpo rigido vincola i nodi centrali delle celle chirali anteriori e gli elementi del naso del profilo ad un nodo *reference* posto all'interno del volume occupato dal naso. La medesima situazione di vincolo relativo è applicata per le celle posteriori e il rivestimento sulla coda, con relativo nodo di riferimento. Il rivestimento esterno attuato è visibile in Figura 4.13, ad esso sono associati elementi e proprietà della piastra equivalente attuata vista in precedenza. Elementi trave di supporto uniscono i nodi dei cilindri appartenenti

98

al bordo del dorso e del ventre con punti appartenenti alle piastre di rivestimento (Figura 4.14).
La struttura così composta è vincolata eliminando tutti i gradi di libertà, a meno della rotazione attorno all'asse 'z', ai due nodi *reference* anteriore e posteriore. Il modello della struttura passiva è stato sviluppato in [20] e, nel presente lavoro di tesi, il rivestimento passivo originale è sostituito dal modello semplificato sviluppato nel paragrafo precedente.

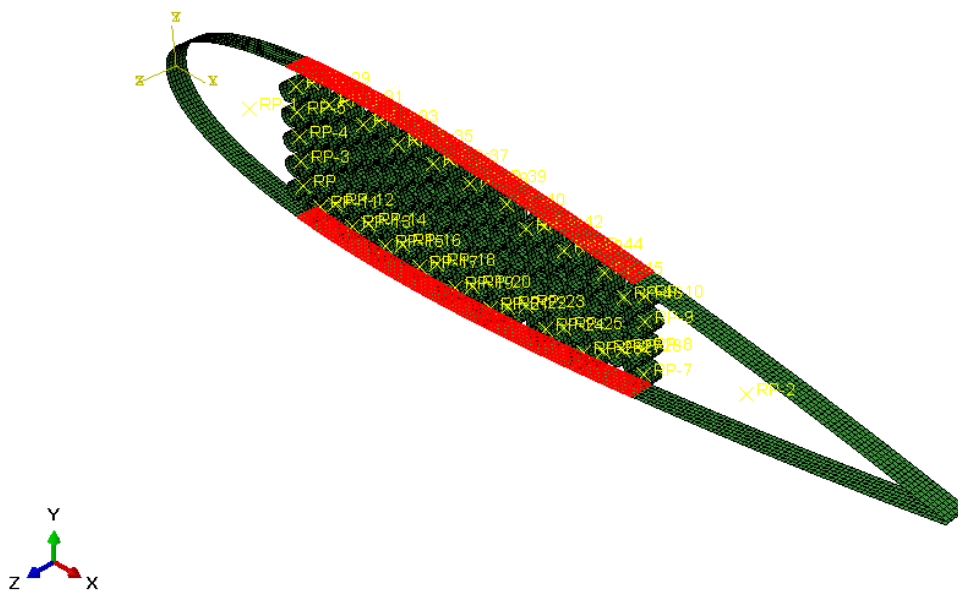


Figura 4.13: Zona del rivestimento attuato

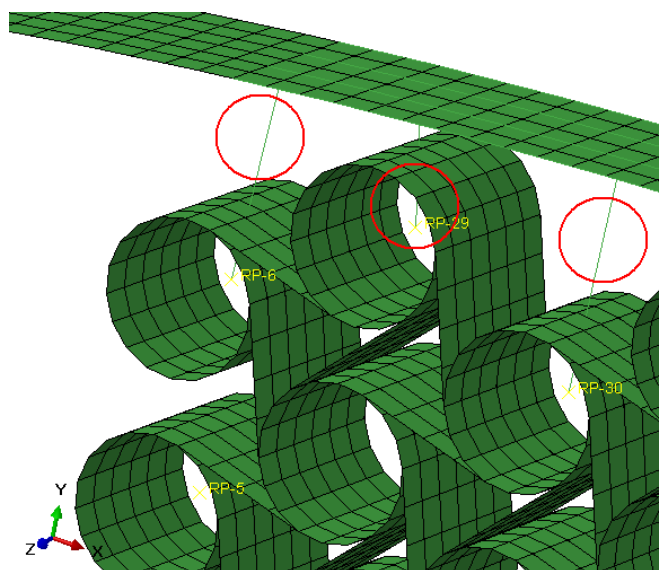


Figura 4.14: Particolare degli elementi di giunzione tra chirale e rivestimento

L'applicazione del modello di rivestimento semplificato intende rappresentare gli attuatori presenti nel rivestimento. Gli attuatori sono sempre presenti nel dorso e nel ventre, cambia solo la loro modellazione in funzione della modalità di attuazione. Ciò permette una movimentazione in grado di modificare la curvatura della centina sia positivamente che negativamente. Due soluzioni di impiego sono verificate:

- Utilizzo del sistema di attuazione sul modello antagonista, senza sfruttare l'effetto della pressione
- Utilizzo sia dell'effetto a memoria di forma per aumento di temperatura che dell'applicazione della pressione per la fase di *detwinning*

Gli *output* delle simulazioni sono presentati evidenziando la traslazione del sistema in direzione 'y', per le due tipologie di casi vengono inoltre riassunti gli *step* generati per l'analisi.

Modello antagonista con solo memoria di forma

- Applicazione della condizione iniziale di temperatura T_0 ai fili dorso/ventre = 292.15 K
 - Applicazione della condizione iniziale di temperatura T_0 ai nodi dell'elastomero dorso/ventre (fili esclusi) = 297.15 K
 - STEP 1 : Rimozione mediante *Model Change* dei set 'FILI 2', 'FILI 3' ed 'ELASTOMERO 2' del dorso
 - STEP 2 : Rimozione mediante *Model Change* dei set 'FILI 1', 'FILI 2' ed 'ELASTOMERO 2' del ventre
 - STEP 3 : Attivazione del NiTiNOL mediante innalzamento di temperatura ai nodi dei fili del dorso
 - STEP 4 : Aggiunta del set di elementi 'FILI 2' del dorso precedentemente rimossi
 - STEP 5 : Rimozione del set di elementi 'FILI 1' del dorso appartenenti alla fase di attivazione
 - STEP 6 : Aggiunta del set di elementi 'FILI 1' del ventre
 - STEP 7 : Rimozione del set di elementi 'FILI 3' del ventre
 - STEP 8 : Raffreddamento del set 'FILI 2' del dorso e contemporaneo aumento della temperatura ai nodi 'FILI 1' del ventre
-

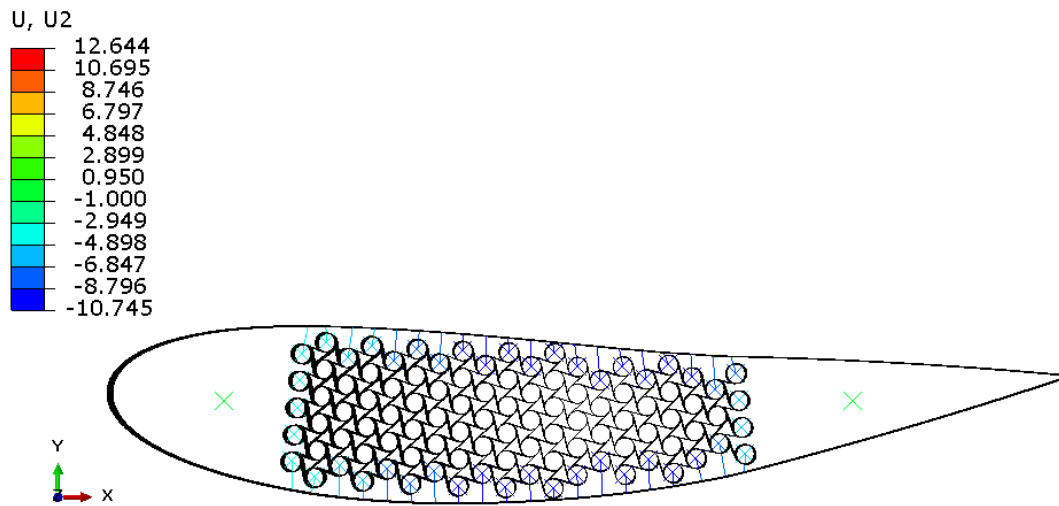


Figura 4.15: Risultato della simulazione allo *step* 3, spostamenti con fattore di scala 2

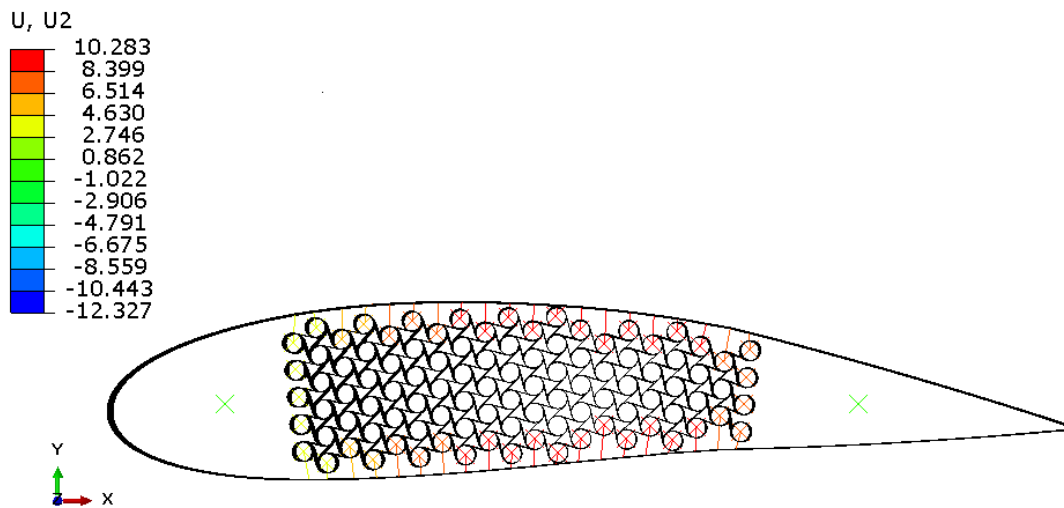


Figura 4.16: Risultato della simulazione allo *step* finale, spostamenti con fattore di scala 2

Modello a memoria di forma e applicazione pressione

- Applicazione della condizione iniziale di temperatura T_0 ai fili dorso/ventre = 292.15 K

 - Applicazione della condizione iniziale di temperatura T_0 ai nodi dell'elastomero dorso/ventre (fili esclusi) = 297.15 K

 - STEP 1 : Rimozione mediante *Model Change* dei set 'FILI 2', 'FILI 3' ed 'ELASTOMERO 2' del dorso

 - STEP 2 : Rimozione mediante *Model Change* dei set 'FILI 1', 'FILI 2' ed 'ELASTOMERO 1' del ventre

 - STEP 3 : Innalzamento di temperatura ai nodi dei fili del dorso (accorciamento) e ai nodi dell'elastomero del ventre (dilatazione)

 - STEP 4 : Aggiunta del set di elementi 'FILI 2' del dorso

 - STEP 5 : Rimozione del set di elementi 'FILI 1' del dorso

 - STEP 6 : Aggiunta del set di elementi 'FILI 1' del ventre

 - STEP 7 : Rimozione del set di elementi 'FILI 3' del ventre

 - STEP 8 : Raffreddamento del set 'FILI 2' del dorso e contemporaneo aumento della temperatura ai nodi 'FILI 1' del ventre

 - STEP 9 : Aggiunta dei set 'FILI 3', 'ELASTOMERO 2' del dorso e 'ELASTOMERO 1' del ventre

 - STEP 10 : Rimozione dei set 'FILI 1', 'ELASTOMERO 1' del dorso e 'ELASTOMERO 2' del ventre

 - STEP 11 : Aumento di temperatura ai nodi dell'elastomero del dorso per simulare l'applicazione della pressione
-

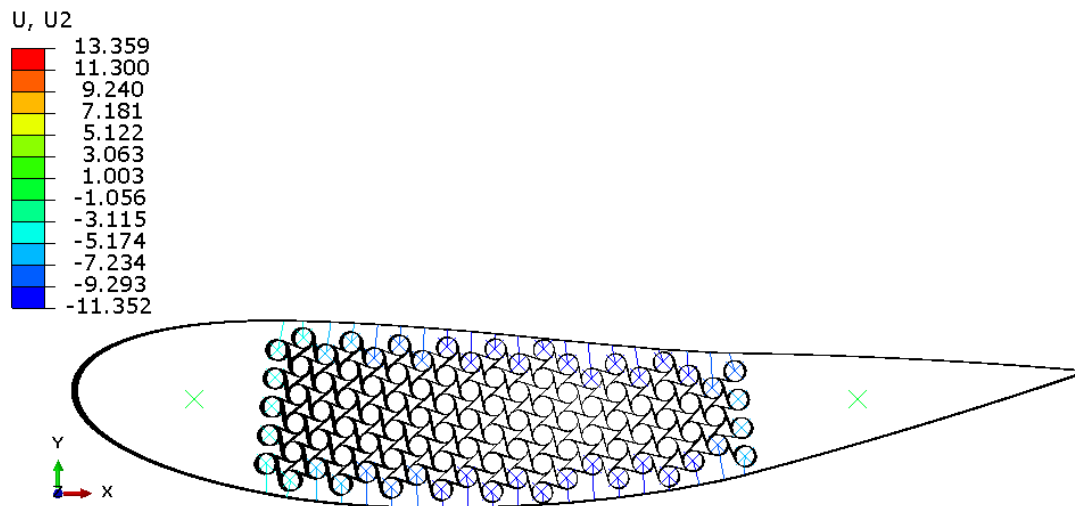


Figura 4.17: Risultato della simulazione allo *step* 3, spostamenti con fattore di scala 2

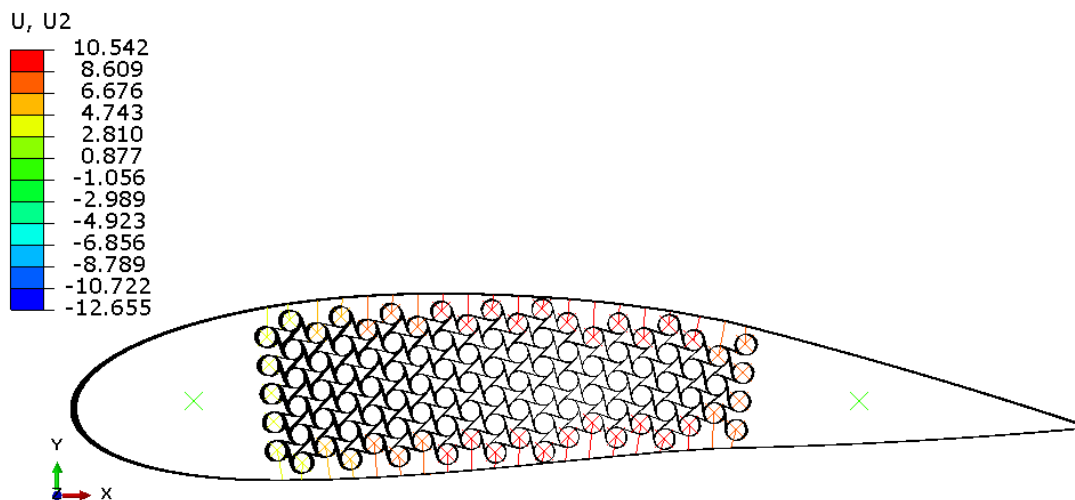
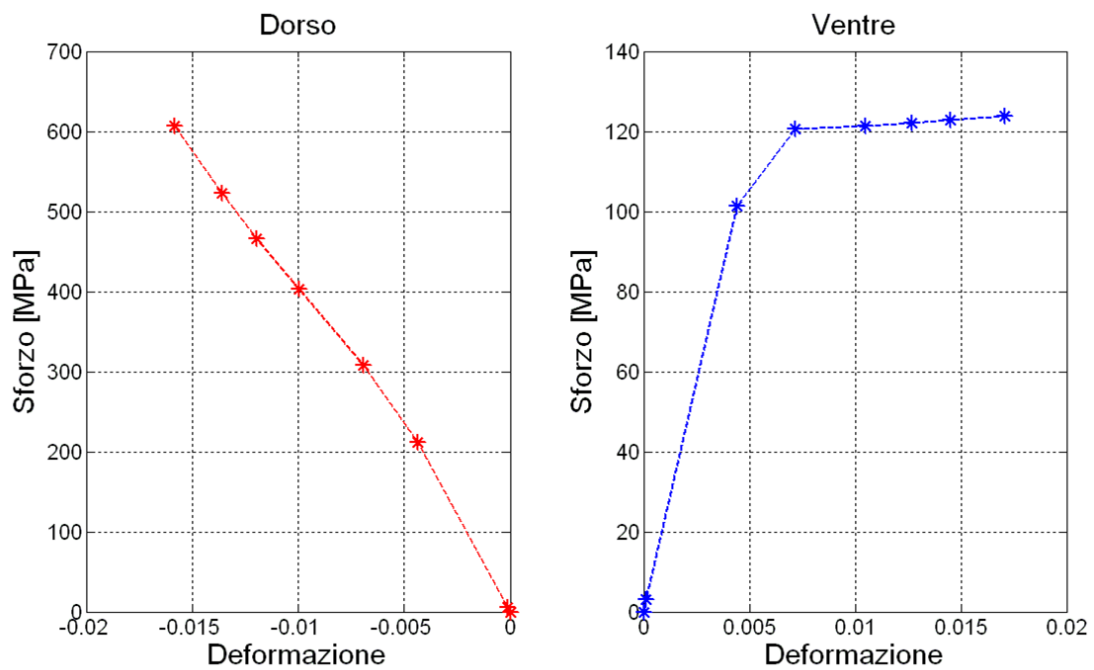
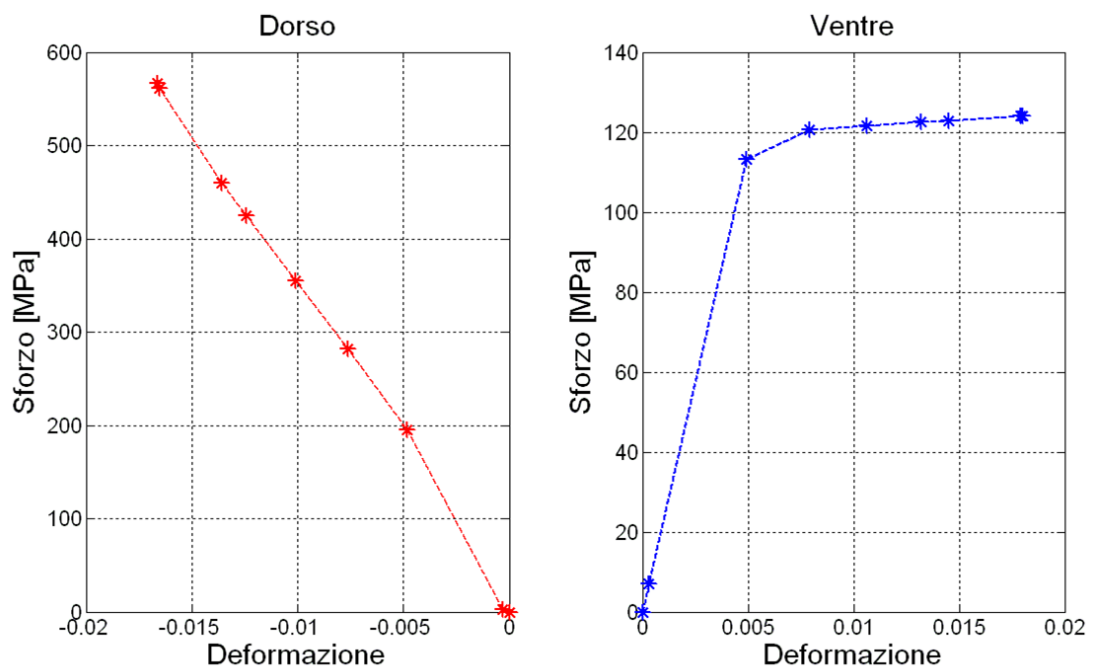


Figura 4.18: Risultato della simulazione allo *step* finale, spostamenti con fattore di scala 2

Le deformazioni ottenute in questi primi esempi applicativi aprono la strada ad alcune osservazioni. Anzitutto è possibile notare come gli spostamenti non presentino alcun tipo di discontinuità, ciò non è un risultato banale in quanto una deformazione progressiva, senza la comparsa di punti angolosi, è necessaria da un punto di vista aerodinamico. In secondo luogo, variazioni di curvatura di questa entità, pur sembrando esigue, possono far incrementare notevolmente la portanza esercitata dal profilo [22].

Curve sforzo-deformazione per il NiTiNOL

Figura 4.19: Sforzi-deformazioni nei fili per lo *step 3* nella prima simulazioneFigura 4.20: Sforzi-deformazioni nei fili per lo *step 3* nella seconda simulazione

La Figura 4.19 e Figura 4.20 rappresentano l'andamento degli sforzi e deformazioni nei fili fino allo *step* di attivazione per riscaldamento. L'attuatore sul dorso si contrae di quasi il 2% ed è in grado di 'snervare' (trattasi di *detwinning*) l'attuatore sul ventre. Tuttavia, in entrambi i casi studiati, si evidenzia come lo sforzo a trazione subito dalla lega nel dorso non sia compatibile con il modello applicato, in quanto supera notevolmente le ipotesi di impiego dei coefficienti di dilatazione termica. Considerando le prove *isolength*, riportate in Figura 2.5, i valori di sforzo risultano addirittura superiori a quelli massimi esercitabili dai fili in fase di attuazione. Il problema, in realtà, sorge a causa della notevole rigidità della struttura chirale di supporto. Il sistema di attuatori posto sul dorso e sul ventre appare potenzialmente in grado di agire come un sistema di attuatori antagonisti, ma, anche con l'ausilio della soluzione basata sull'applicazione della pressione per il *detwinning*, non risulta ben dimensionato per movimentare la struttura.

4.2.1 Rivisitazione del modello

Viene ora testato il campo di impiego dei coefficienti di espansione termica efficace per valori di presforzo diversi dalla condizione di carico nullo, in questo modo si cerca di portare la struttura a deformazione senza superare il livello di progetto in termini di sforzo nei fili di NiTiNOL. I casi di prova considerano, a titolo di esempio, una soluzione in cui non si ricorre all'ausilio della pressione. L'analisi verrà eseguita applicando la temperatura agli attuatori sul dorso e verificando la risposta passiva di quelli sul ventre. Si utilizzeranno i CTE per valori di presforzo di 20, 80, 150 MPa calcolati sulla base dei dati presentati in Figura 4.8. Si è deciso, per essere coerenti con i dati utilizzati, di proseguire le analisi fino a che i valori di sforzo all'interno degli attuatori sul dorso arrivino a livello pari a quello dei presforzi considerati per la calibrazione. Le configurazioni di equilibrio indagate risultano così realistiche.

Le Figure 4.21, 4.22 e 4.23 mostrano gli sforzi negli attuatori applicati al dorso e al ventre per i modelli calibrati con i CTE corrispondenti ai tre precarichi considerati.

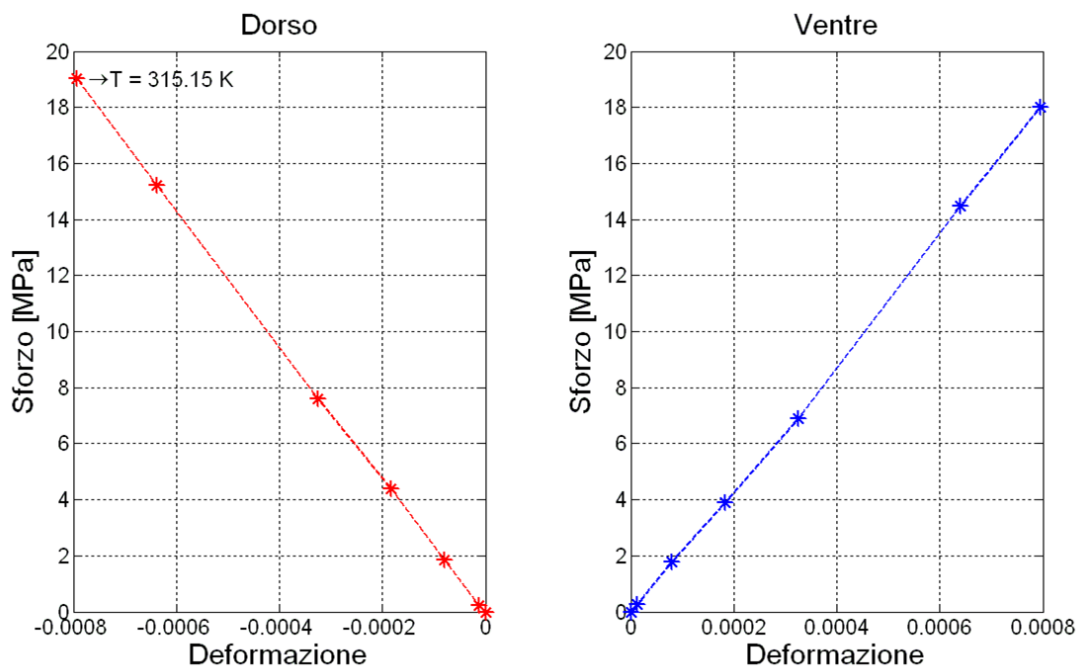


Figura 4.21: Sforzi-deformazioni nei fili per l'attivazione sul dorso: precarico 20 MPa

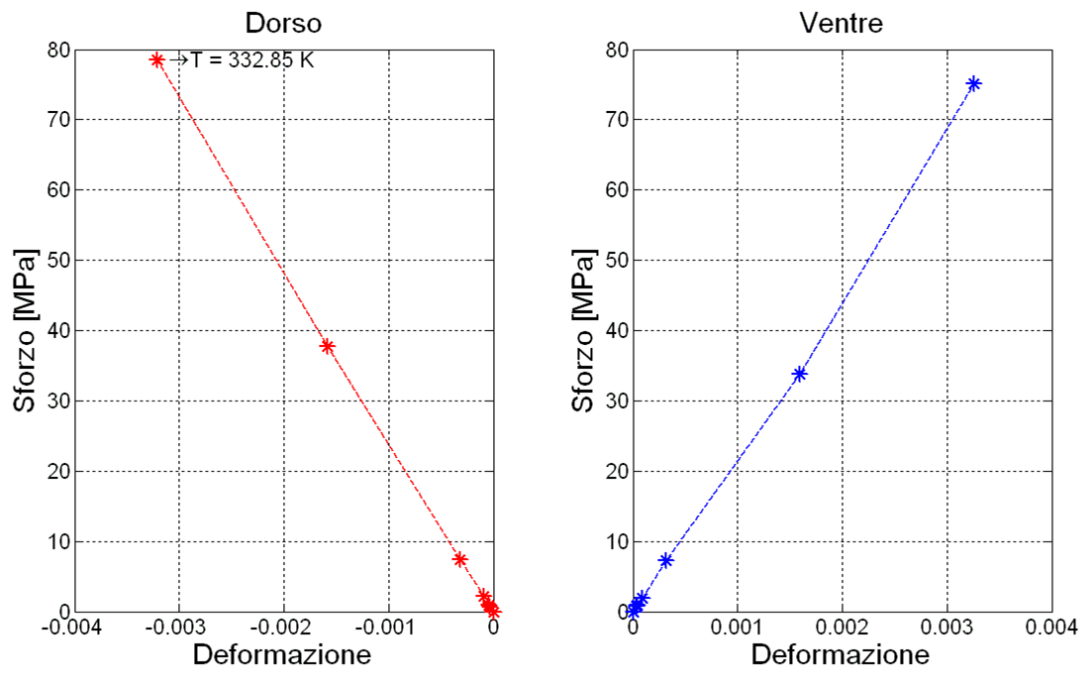


Figura 4.22: Sforzi-deformazioni nei fili per l'attivazione sul dorso: precarico 80 MPa

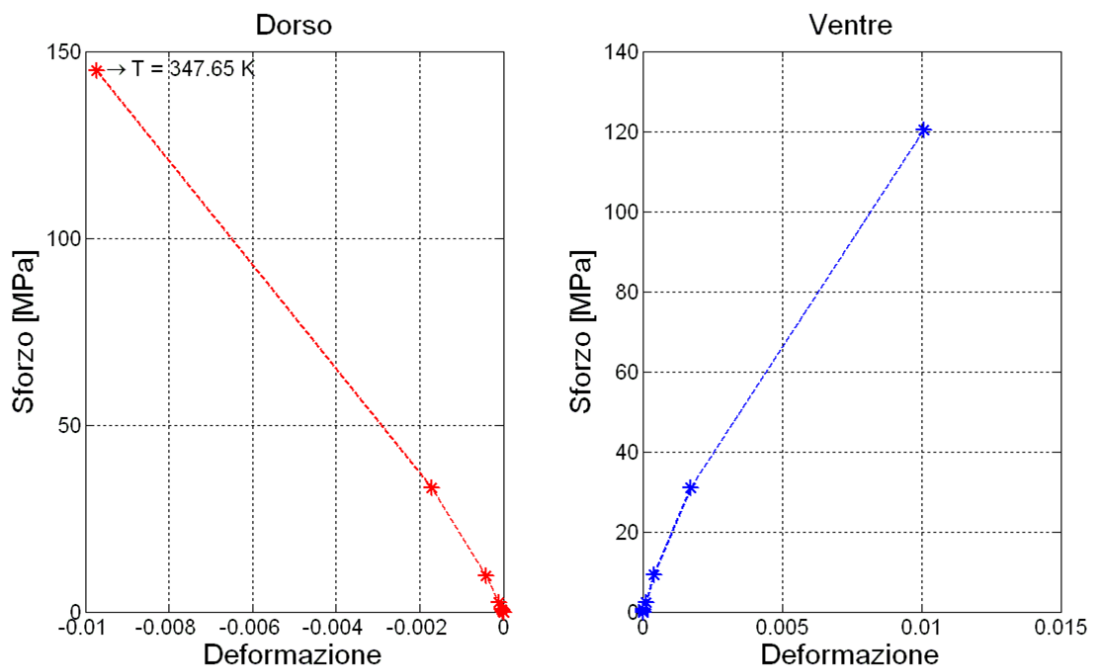


Figura 4.23: Sforzi-deformazioni nei fili per l'attivazione sul dorso: precarico 150 MPa

Le Figure 4.21,4.22,4.23 offrono alcuni spunti di osservazione: in primo luogo si evidenzia come, al crescere del presforzo, sia possibile spingersi progressivamente più in alto con le temperature di attivazione. In questo senso le configurazioni di equilibrio raggiunte al termine della simulazione rappresentano dei punti di progetto specifici per ogni condizione di presforzo. Essi permettono di fare una valutazione oggettiva delle prestazioni della lega a memoria di forma in quella particolare condizione. Va altresì detto che, anche mettendo a disposizione del solutore i coefficienti di espansione termica riferiti al caso di presforzo più gravoso a disposizione (150 MPa), non si riesce a portare nella condizione di *detwinning* il NiTiNOL presente sul rivestimento del ventre del profilo. Ciò è dovuto al fatto che, avendo la martensite sul ventre un modulo elastico notevolmente inferiore all'austenite sul dorso, sia necessario uno sforzo superiore a 150 MPa per portare oltre il livello di snervamento (120 MPa) i fili inferiori. Si evidenzia quindi, per valutare la fattibilità della soluzione proposta, la necessità di disporre di curve 'isostress' per valori di presforzo sostanzialmente più elevati.

In assenza di informazioni certe sul comportamento della lega a valori di presforzo più elevato, si è deciso di valutare la possibilità di mantenere i valori di sforzo a livelli relativamente bassi e di valutare l'effetto dell'ausilio della pressione applicata nel corrugato. Vengono di seguito proposti i risultati di una simulazione nelle medesime condizioni della casistica di cui sopra (attivazione sul dorso), con in più il supporto della pressione sul ventre che aiuti la centina nella deformazione e nel contempo contribuisca ad abbassare gli sforzi nei fili sul dorso. I coefficienti utilizzati fanno riferimento al presforzo corrispondente a 100 MPa, le curve sforzo assiale - deformazione vengono mostrate in Figura 4.24.

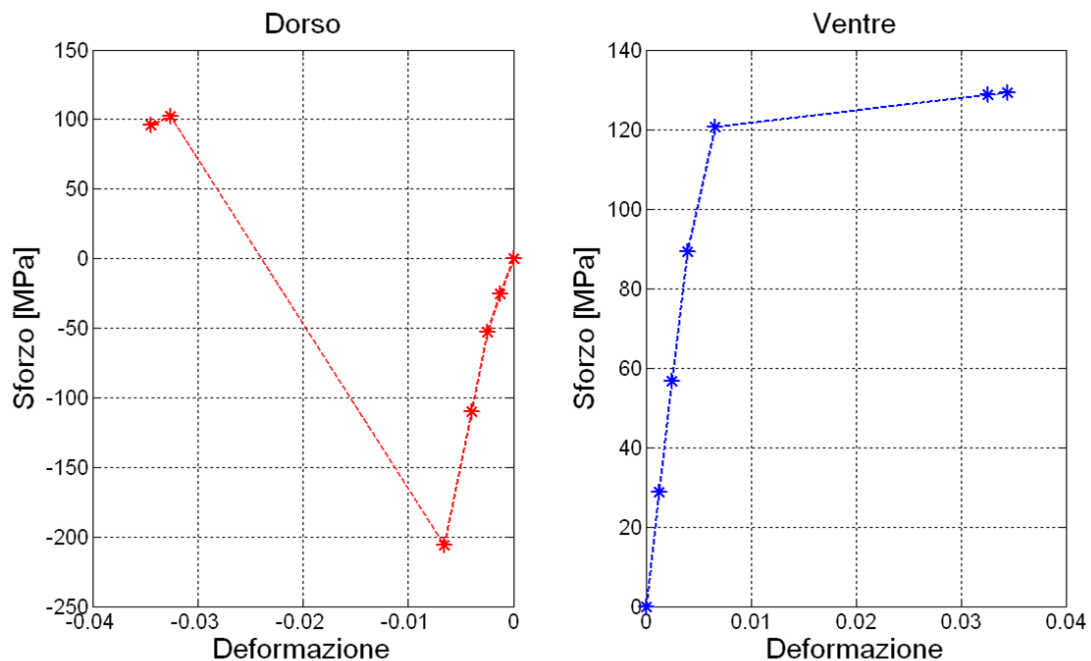


Figura 4.24: Sforzi-deformazioni nei fili per l'attivazione sul dorso e applicazione di pressione sul ventre : precarico 100 MPa

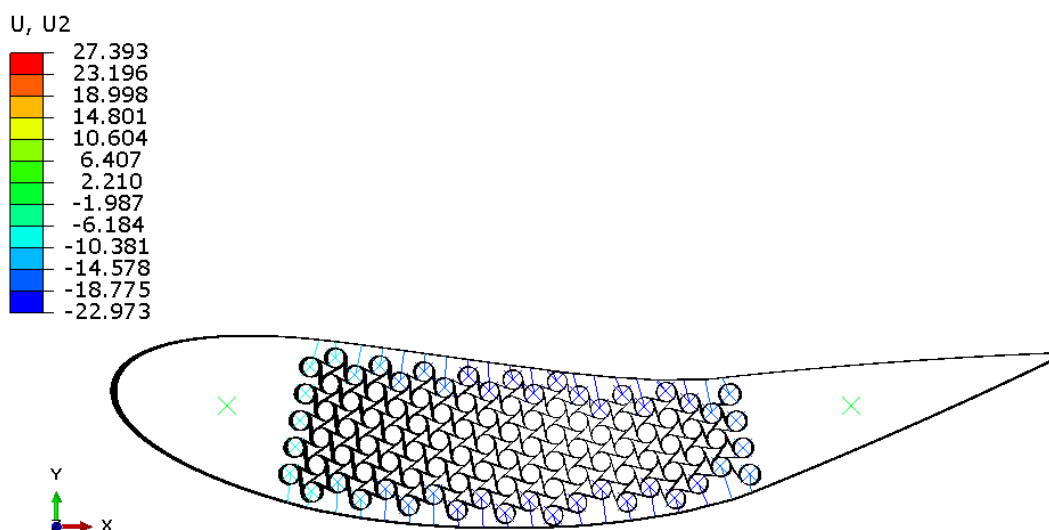


Figura 4.25: Spostamenti: attivazione sul dorso e applicazione di pressione sul ventre, precarico 100 MPa, fattore di scala 2

L'analisi di Figura 4.24 (che fa a sua volta riferimento a Figura 4.25) mette subito in evidenza una differenza marcata rispetto ai casi precedenti: il *detwinnig* nei fili del ventre viene raggiunto pur mantenendo lo sforzo negli attuatori sul dorso a livelli compatibili con le ipotesi di progetto. La deformazione è decisamente superiore, nell'intorno del 3.5 %.

Premettendo che l'applicazione, nella sua forma qui presentata, dimostra la sua efficacia, va detto che il merito è da attribuire all'utilizzo della pressione, la quale fornisce energia supplementare per la movimentazione. Il suo contributo risulta in questo caso necessario in quanto la rigidità strutturale della centina è sicuramente troppo elevata, essa scoraggia infatti l'impiego di un sistema di attuazione puramente antagonista, che sfrutti cioè unicamente l'autorità messa in gioco dalle leghe a memoria di forma. Questa conclusione scaturisce anche da fatto che, non avendo a disposizione a livello sperimentale di curve che descrivano la contrazione della lega per valori di presforzo superiori a 150 MPa, si è impossibilitati a far lavorare il materiale oltre questo livello di carico. Dalla letteratura, ma anche dall'evidenza sperimentale, è infatti chiaro che il NiTiNOL può funzionare efficacemente come attuttore a livelli di sforzo decisamente superiori a questo limite.

Inoltre, dal punto di vista pratico, nel caso in cui si volesse togliere il contributo della pressione, una volta portata a termine la movimentazione della centina, la capacità di mantenimento della forma dovrebbe essere garantita. Questo, infatti, nonostante l'applicazione della pressione, porterebbe a sfruttare comunque le caratteristiche dell'attuttore che, una volta portato nella configurazione desiderata, è in grado di mantenere la forma senza ulteriori apporti energetici. L'analisi di Figura 4.26, nella quale si aggiunge rispetto alla Figura 4.25 la rimozione della pressione una volta deformata la centina, suggerisce che quanto detto sia vero

solo in parte. Va infatti aggiunto che, una volta rimossa la pressione, l'elevata rigidità della struttura chirale fornisce un richiamo elastico che riporta il profilo in una condizione di parziale deformazione, tale da non mantenere interamente la configurazione raggiunta in Figura 4.25. Confrontando, infatti, la Figura 4.25 con la Figura 4.26 si può rilevare come, con la rimozione della pressione, lo spostamento massimo nel profilo passi da 27.392 mm a 8.849 mm .

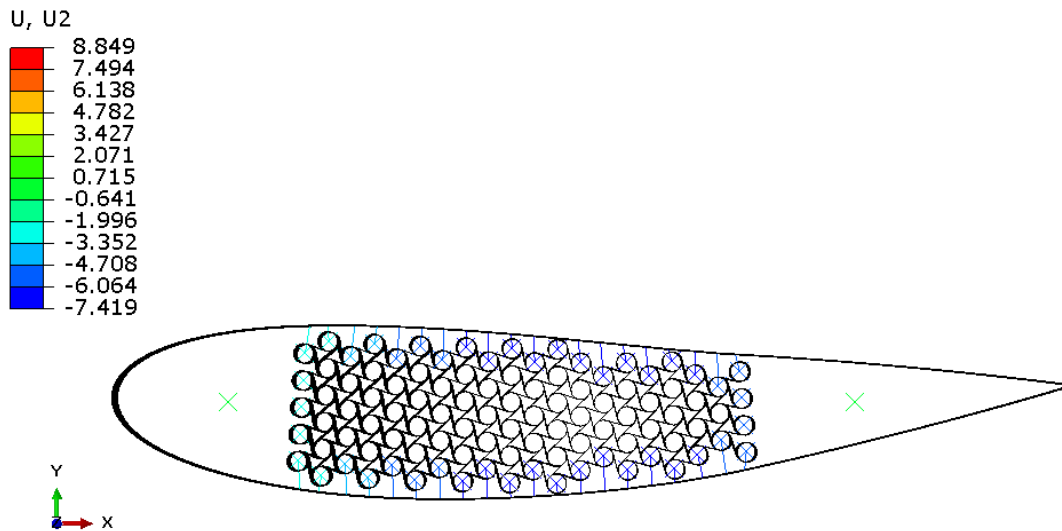


Figura 4.26: Spostamenti: rimozione pressione sul ventre, fattore di scala 2

Un'ulteriore osservazione dello sforzo sul ventre evidenzia come per un consistente tratto esso sia negativo, manifestando una condizione di carico a compressione sugli attuatori. Calcolando lo sforzo critico a compressione per gli elementi trave in NiTiNOL, del diametro di 0.381 mm , otteniamo:

$$\sigma_{cr} = \frac{\pi^2 E J_{min}}{l_e^2 A} = 4.2070 \text{ MPa} \quad (4.32)$$

$$\begin{aligned} E &= \text{modulo elastico della martensite} \\ l_e &= \frac{l}{2} \text{ in condizioni di doppio incastro} \\ J_{min} &= \pi \frac{r^4}{4} \text{ momento di inerzia della sezione} \end{aligned}$$

Questo valore risulta ovviamente insufficiente. Viene effettuato il calcolo del diametro minimo delle travi rappresentanti il NiTiNOL nel caso in cui lo sforzo massimo consentito a compressione sia 120 MPa . Per inversione dell'equazione (4.32) si ottiene un valore pari a 2.0348 mm .

Visti i problemi sull'instabilità a compressione dei fili, in aggiunta al dimensionamento appena proposto, in previsione di studi futuri, risulta opportuno vagliare una differente metodologia di inglobamento nel rivestimento corrugato o ancora

valutare l'impiego del NiTiNOL in forme diverse, in questo senso si pensi che i processi produttivi prevedono anche la produzione di questa lega a memoria di forma sotto forma di strisce. Ciò permetterebbe di escludere la pressione per l'attuazione o comunque di sfruttarla solo ed unicamente per favorire la movimentazione della centina, potendo poi essere rimossa ed ottenendo una struttura che rimane deformata senza la necessità di un continuo apporto di energia al sistema. Fatte queste premesse è indubbio che per gli scopi preposti, ovvero l'applicazione del rivestimento flessibile attuato ad un dimostratore, è necessario apportare modifiche per sfruttare appieno le potenzialità del sistema, potenzialità che, come visto, sono comunque comprovate.

Proposte utili per valutazioni aggiuntive che certamente meritano di essere vagliate riguardano la riduzione della rigidità strutturale della centina chirale, essa infatti è stata progettata per lavorare passivamente e non è detto che tali criteri di progetto vadano a combaciare con le nuove esigenze messe in atto dall'introduzione degli attuatori. A tal proposito un'analisi di attivazione con ausilio della pressione, con successiva rimozione della medesima una volta deformato il profilo, viene proposta abbassando la rigidità mediante rimozione di due *plies* di composito nelle celle chirali e nei legamenti.

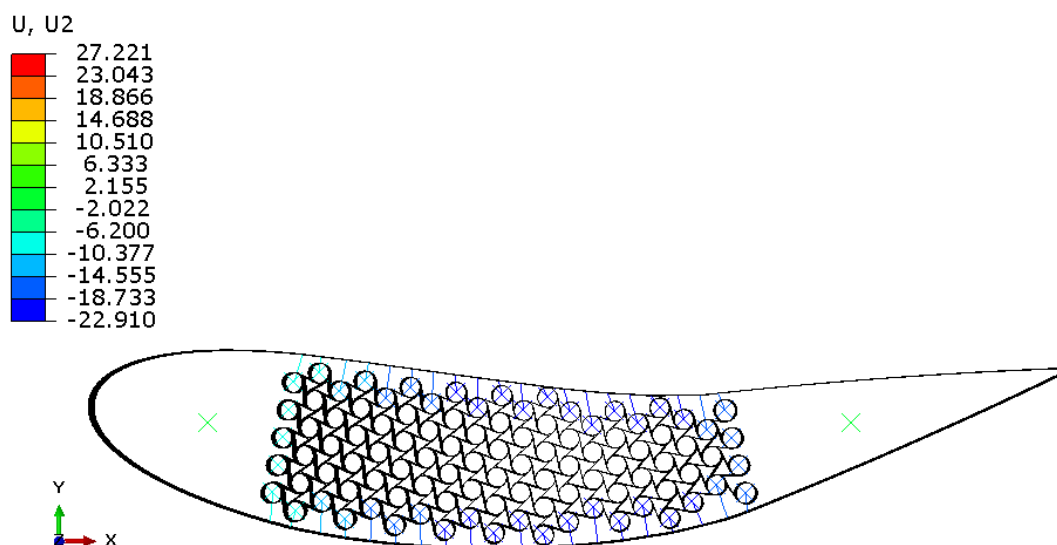


Figura 4.27: Spostamenti: attivazione sul dorso e applicazione di pressione sul ventre, rigidità ridotta, fattore di scala 2

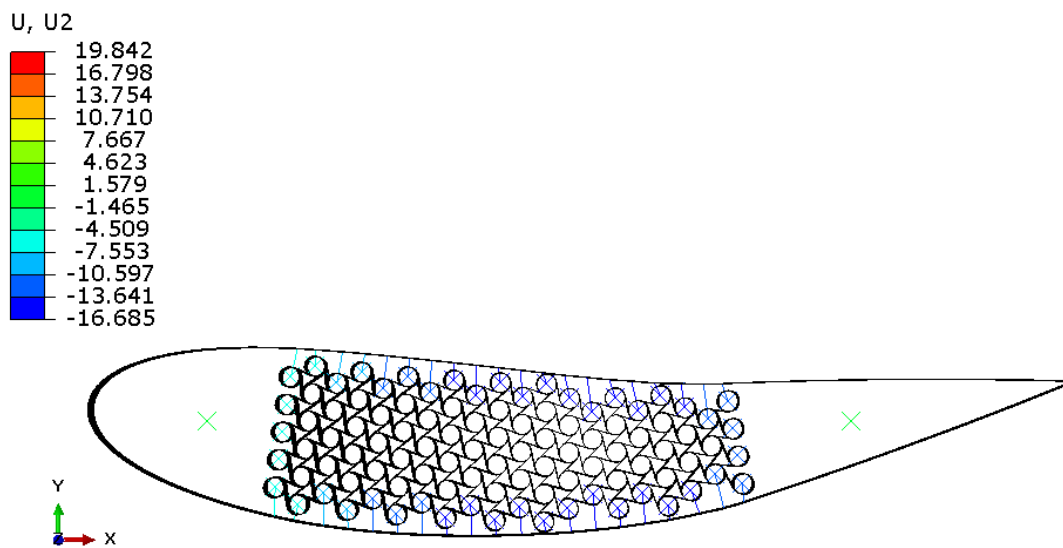


Figura 4.28: Spostamenti: rimozione pressione sul ventre, rigidezza ridotta, fattore di scala 2

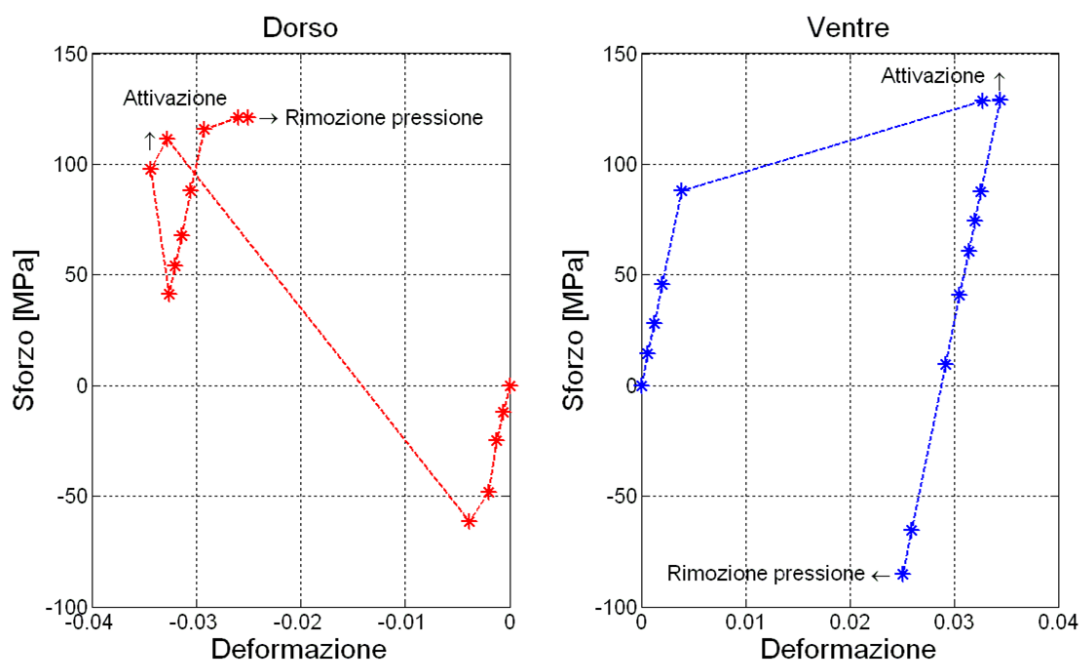


Figura 4.29: Curve sforzo-deformazione per attivazione e successiva rimozione della pressione

La Figura 4.27 e Figura 4.28 evidenziano come, in questo caso di prova, la riduzione della rigidezza complessiva della centina permetta agli attuatori di opporsi in modo efficace alle conseguenze della rimozione della pressione, manifestando solamente un adattamento della configurazione. Dal punto di vista dello sforzo nei fili i risultati sono visualizzabili in Figura 4.29.

La pressione messa in gioco in queste ultime analisi risulta superiore a quella utilizzata per il dimensionamento del solo rivestimento corrugato (circa 4-5 volte). Va infine detto, in questo senso, che l'eventuale disponibilità di prove con precarichi superiori a 150 *MPa* avrebbe sicuramente un effetto benefico sull'abbassamento della pressione necessaria alla movimentazione, fornendo maggiore autorità agli attuatori in NiTiNOL.

A conclusione dell'indagine va rimarcato il carattere preliminare dello studio effettuato, si ricorda infatti che sono stati esclusi dalle simulazioni i carichi aerodinamici di esercizio. Risulta comunque rilevante mostrare come il lavoro fatto ha permesso di possedere uno strumento di indagine, ovvero il modello di piastra equivalente dell'intero rivestimento flessibile attuato. Questi, grazie alla semplicità geometrica e al notevole risparmio in termini di costi computazionali rispetto al modello completo, costituisce una valida base di partenza per studi ingegneristici basati su indagini quantitative dei sistemi di attuazione basati sulle leghe a memoria di forma.

Conclusioni e sviluppi futuri

Il presente lavoro di tesi ha contribuito allo studio del comportamento delle leghe a memoria di forma, con riferimento al NiTiNOL, portando a termine lo sviluppo di un possibile rivestimento attuato per strutture *morphing* e la creazione di un modello numerico di rivestimento semplificato in grado di essere applicato a varie tipologie di casi di studio.

Numerosi modelli sono presenti in letteratura per lo studio del comportamento delle leghe a memoria di forma, tuttavia, nell'interesse di uno studio preliminare ingegneristico del problema si è optato per l'utilizzo di uno schema descrittivo semplificato delle caratteristiche del NiTiNOL. Per l'integrazione all'interno del codice ad elementi finiti si è sfruttata la possibilità di effettuare sostituzioni di elementi durante le analisi, così da far variare a piacimento le caratteristiche del materiale. Uno dei limiti principali presente in questa tipologia di approccio è costituito dalla mancanza di un vero e proprio legame tra la temperatura e lo sforzo applicato nella lega, legame sostituito con la presenza di un database di curve sperimentali al variare dello sforzo applicato. Questo giustifica la definizione di modello semplificato data in precedenza ma, ad esclusione della complicazione nelle analisi dovuta alla sostituzione degli elementi, permette una descrizione agevole del comportamento del NiTiNOL.

L'attività successiva ha previsto l'inserimento del modello creato per gli attuatori sotto forma di fili all'interno di un rivestimento flessibile passivo adatto a strutture con capacità *morphing*. Il risultato è stato un assieme composto da composito corrugato, elastomero superiore e fili. La soluzione è ritenuta interessante in quanto, dovendo vincere una bassa rigidità membranale, il sistema consente una buona movimentazione, pur conservando la dovuta rigidità in apertura ed avendo, inoltre, una rigidità flessionale in corda che è possibile controllare dimensionando opportunamente il corrugato. In aggiunta a questi aspetti la struttura corrugata ha permesso di impostare un sistema di attuazione integrativo, che consentisse il ritorno alla configurazione iniziale, sfruttando le baie vuote sigillate per l'applicazione di un carico di pressione. In effetti lo studio di impiego della pressione si è limitato solamente a suggerire una possibilità di inserimento di aria compressa nel sistema, tralasciando la descrizione e la modellazione in dettaglio. Allo stesso modo la caratterizzazione dell'elastomero quale materiale iperelastico, con tutte le conseguenze e le complicità annesse, è stata effettuata basandosi solo su un risultato sperimentale in quanto la corretta modellazione di tutti gli aspetti comportamentali del materiale richiederebbe studi dedicati. Infine, l'impiego del NiTiNOL sotto forma di fili ha mostrato i suoi limiti nel

momento in cui si è presentata la necessità di considerare carichi a compressione, che inevitabilmente potrebbero portare ad instabilità.

La fase finale del lavoro ha visto l'impiego del modello quale rivestimento per un dimostratore. Questo passaggio è stato preceduto dalla costruzione di un modello di piastra equivalente che rispondesse in modo soddisfacente all'esigenza di una geometria semplificata e di costi computazionali più contenuti. L'applicazione ha dimostrato la sua efficacia, tuttavia anche in questo caso alcuni spunti derivanti da problematiche emerse possono essere presi. È stato riscontrato che la rigidità della centina chirale fosse troppo elevata per essere movimentata in modo efficace utilizzando solamente un sistema di attuazione antagonista, ma l'impiego della pressione si è ritenuto necessario in questo senso. La calibrazione di punti di equilibrio basati sul mantenimento delle ipotesi di progetto in termini di sforzi di trazione, legata alla definizione dei coefficienti di espansione termica efficaci al variare del presforzo, ha infatti dimostrato l'utilità dell'impiego della pressione nei condotti per agevolare la movimentazione del sistema. La possibilità di rimozione della stessa, una volta raggiunta la configurazione deformata, è stata infine verificata. Si ritiene comunque importante sottolineare che l'individuazione e l'analisi quantitativa delle problematiche emerse per definire una realistica soluzione applicativa è stata resa possibile dalla disponibilità di un modello in grado di rappresentare soluzioni complesse in forma semplificata.

Gli sviluppi futuri prevedono anzitutto l'approfondimento di tutti quei concetti visti solo marginalmente in accordo con l'idea di proporre uno studio preliminare. In questo senso il completamento della modellazione dell'elastomero nel rivestimento passivo è da considerarsi necessario, in aggiunta alla definizione di dettaglio del sistema di applicazione della pressione. Lo studio di configurazioni alternative per gli attuatori, nonché la rivisitazione del modello per la centina chirale, progettato seguendo i criteri di un impiego passivo della stessa, sono da ritenersi il naturale sviluppo a breve termine del progetto.

Gli sviluppi a lungo termine sono sicuramente legati ad ampliare la gamma di test relativi alle strutture ospitanti il sistema di attuazione, completando la messa in opera del progetto con l'inserimento dei carichi aerodinamici.

Bibliografia

- [1] Cynthia L. Lach, Tavis L. Turner, Karen M. Taminger, Ravy N. Shenoy, NASA Langley Research Center, Lockheed Martin. *Effects of thermomechanical History on the tensile behaviour of Nitinol ribbon*. SPIE Vol. 4699, Paper No. 4699-45, San Diego, CA, 17-21 March 2002.
- [2] Tavis L. Turner, NASA Langley Research Center. *Experimental validation of a thermoelastic model for SMA hybrid composites*. SPIE Vol. 4326, Paper No. 4326-24, Newport Beach, CA, 4-8 March 2001.
- [3] Brian Davis, Travis L. Turner, and Stefan Seelecke North Carolina State Univ., Dept. of Mechanical and Aerospace Eng., Raleigh, NC 27695-7910 NASA Langley Research Center, Mail Stop 463, Hampton, VA 23681-2199. *Measurement and Prediction of the Thermomechanical Response of Shape Memory Alloy Hybrid Composite Beams*. SPIE 5757-74.
- [4] Tavis L. Turner, Hemant D. Patel. *Analysis of SMA Hybrid Composite Structures in MSC.Nastran and ABAQUS*.
- [5] Travis L. Turner, Cynthia L. Lach, Roberto J. Cano NASA Langley Research Center. *Fabrication and characterization of SMA hybrid composites*. SPIE Vol. 4333, Paper No. 4333-60, Newport Beach, CA, 4-8 March 2001.
- [6] Travis L. Turner and Hemant D. Patel NASA Langley Research Center, Mail Stop 463, Hampton, VA USA 23681-2199 MSC.Software Corporation, 2 MacArthur Place, Santa Ana, CA 92707. *Analysis of SMA hybrid composite structures using commercial codes*. SPIE Vol. 5383, Paper No. 12, San Diego, CA, 14-18 March 2004.
- [7] Tavis L. Turner. *Thermomechanical Response of Shape Memory Alloy Hybrid Composites*. NASA/TM-2001-210656.
- [8] Tavis L. Turner, Hemant D. Patel. *Input Files and Procedures for Analysis of SMA Hybrid Composite Beams in MSC.Nastran and ABAQUS*. NASA/TM-2005-213517.
- [9] Su-Young Cha and Se-Young Jeong, Jeung Hun Park, Sang Eon Park, Jong Kweon Park, Chae Ryong Cho. *Thermodynamic and Structural Characterization of High and Low Temperature Nitinol*. 14 February 2006.
- [10] Kazuhiro Otsuka, Xiaobing Ren. *Recent developments in the research of shape memory alloys*. 6 May 1998.

-
- [11] C. Thill, J. Etches, I. Bond, K. Potter and P. Weaver. *Morphing skins*. The Aeronautical Journal, March 2008.
- [12] Y. Xia, M.I. Friswell, E.I. Saavedra Flores. *Equivalent models of corrugated panels*. International Journal of Solids and Structures 49 (2012) 1453-1462.
- [13] Yuying Xia and Michael I. Friswell. *Equivalent Models of Corrugated Laminates for Morphing Skins*.
- [14] T. Yokozeki, S. Takeda, T. Ogasawara and T. Ishikawa. *Mechanical properties of corrugated composites for candidate materials of flexible wing structures. Composites: Part A*.
- [15] Marco Riva. *Smart Structures in Instrumentation for Astronomy*. PHD Thesis, Politecnico di Milano, Dipartimento di Ingegneria Aerospaziale, 2010.
- [16] Jennifer Cucco. *Attuatori SMA per laminati intelligenti: problematiche tecnologiche e funzionali*. Tesi di Laurea, Politecnico di Milano, Dipartimento di Ingegneria Aerospaziale, 2008.
- [17] Andrea Fusi. *Utilizzo degli Smart Material nelle vetture di F.1: progetto e sviluppo di un dimostratore tecnologico*. Tesi di Laurea, Politecnico di Milano, Dipartimento di Ingegneria Aerospaziale, 2007.
- [18] Elena Borlandelli. *Laminati compositi corrugati per strutture morphing: progetto e sviluppo tecnologico*. Tesi di Laurea, Politecnico di Milano, Dipartimento di Ingegneria Aerospaziale, 2011.
- [19] Colonna Preti, L. *Microattuatori in leghe a memoria di forma: sperimentazione, implementazione di leggi costitutive e validazione numerico-sperimentale*. Tesi di Laurea, Politecnico di Milano, Dipartimento di Ingegneria Aerospaziale, 2006.
- [20] Luca Bolgiani. *Studi sperimentali e analisi numeriche per la progettazione di una struttura alare con capacità morphing*. Tesi di Laurea, Politecnico di Milano, Dipartimento di Ingegneria Aerospaziale, 2011.
- [21] Daniele Costa. *Studio e produzione di rivestimenti flessibili per strutture morphing*. Tesi di Laurea, Politecnico di Milano, Dipartimento di Ingegneria Aerospaziale, 2011.
- [22] M. Crespi. *Ottimizzazione multi-disciplinare di un profilo aerodinamico con capacità morphing*. Tesi di Laurea, Politecnico di Milano, Dipartimento di Ingegneria Aerospaziale, 2009.
- [23] Abaqus. *Analysis and User's Manual Version 6.11*. Dassault System.
- [24] G. Sala. *Teconologie e materiali aerospaziali*.
- [25] C Thill1, J A Etches, I P Bond, K D Potter and P MWeaver. *Composite corrugated structures for morphing wing skin applications*. 11 November 2010.
-

-
- [26] Yu Dong, Zhang Boming, Liang Jun. *A changeable aerofoil actuated by shape memory alloy springs*. 1 June 2007.
- [27] A. Y. N. Sofla, D. M. Elzey and H. N. G. Wadley. *Two-way Antagonistic Shape Actuation Based on the One-way Shape Memory Effect*. Journal of Intelligent Material Systems and Structures OnlineFirst, published on January 24, 2008
- [28] Paolo Bettini, Alessandro Airoidi, Giuseppe Sala, Luca Di Landro, Massimo Ruzzene, Alessandro Spadoni. *Composite chiral structures for morphing airfoils: Numerical analyses and development of a manufacturing process*. 12 March 2009.
- [29] A. Airoidi, M. Crespi, G. Quaranta, G. Sala. *Design of a morphing wing using a composite chiral structure*. Journal of Aircraft, Vol. 49, No. 4, July-August 2012
- [30] Edward A. Bubert, Benjamin K.S. Woods, Keejoo Lee, Curt S. Kothera and N.M. Wereley. *Design and Fabrication of a Passive 1D Morphing Aircraft Skin*. Journal of Intelligent Material Systems and Structures 2010 21, 10 September 2010.
-