



Agenzia nazionale per le nuove tecnologie, l'energia
e lo sviluppo economico sostenibile



Ministero dello Sviluppo Economico

RICERCA DI SISTEMA ELETTRICO

Fabbricazione e qualificazione di componenti saldati e progettazione di componenti in AFS

G. Barbieri, F. Cognini, P. Colucci, M.B. Alba

Report RdS/2012/102

SVILUPPO DI PROCEDURE DI FABBRICAZIONE, PROGETTAZIONE E SIMULAZIONE DEL COMPORTAMENTO DI COMPONENTI ANCHE DI DIMENSIONI RAPPRESENTATIVE PER I VETTORI PER IL TRASPORTO

G. Barbieri, F. Cognini, P. Colucci, M.B. Alba (ENEA)

Settembre 2012

Report Ricerca di Sistema Elettrico

Accordo di Programma Ministero dello Sviluppo Economico - ENEA

Area: Razionalizzazione e risparmio nell'uso dell'energia elettrica

Progetto: Risparmio di energia elettrica nei mezzi di trasporto: nuovi materiali e componenti innovativi per i mezzi di trasporto

Responsabile del Progetto: Giuseppe Barbieri, ENEA

Indice

Sommario.....	4
Introduzione.....	5
CAPITOLO1	6
Ottimizzazione dei processi di fabbricazione con tecnologia laser.....	6
<i>Upgrading della testa di saldatura Laser-TIG-Filo.....</i>	<i>7</i>
<i>Prove preliminari.....</i>	<i>9</i>
<i>Preparazione metallografica.....</i>	<i>10</i>
<i>Analisi macrografica.....</i>	<i>11</i>
<i>Saldatura con inserti.....</i>	<i>12</i>
<i>Saldatura di campioni di qualifica.....</i>	<i>14</i>
<i>Conclusioni</i>	<i>15</i>
CAPITOLO2	16
<i>Introduzione</i>	<i>17</i>
<i>Scelta del tipo di test di flessione e verifica delle ipotesi di ASTM C393.....</i>	<i>17</i>
<i>Comportamento a flessione dei campioni di pannello AFS tal quale</i>	<i>19</i>
<i>Determinazione dei parametri di rigidezza</i>	<i>22</i>
<i>Errore nella determinazione delle caratteristiche di rigidezza del sandwich</i>	<i>23</i>
<i>Prove di compressione.....</i>	<i>25</i>
<i>Applicazione di tecniche di analisi di immagine</i>	<i>29</i>
<i>Applicazioni della tecnica DIC ai test di flessione</i>	<i>30</i>
Descrizione MCF	Errore. Il segnalibro non è definito.
Riferimenti bibliografici	Errore. Il segnalibro non è definito.

Sommario

Questo report è suddiviso in tre capitoli.

Il primo capitolo riporta l'ottimizzazione di processi di saldatura laser e laser arco individuato come possibile tecnica di saldatura per componenti di grande dimensione. Nel corso del primo anno infatti sono state effettuate ottimizzazioni sui processi di saldatura sia Electron Beam Welding sia Laser Welding. Se è vero che come dimostrato dalle prove meccaniche e dalla correlazione con le prove non distruttive del report Rds/2012/101 la saldatura EBW rappresenta un benchmark, la tecnologia che più industrialmente applicabile su componenti di grosse dimensioni è la tecnologia laser. In particolare la tecnologia laser TIG che è stata ulteriormente affinata nel corso di questo secondo anno.

Il secondo capitolo riporta i risultati di qualifica, in termini di prove di compressione e prove di flessione, sul materiale tal quale e sui giunti saldati di campioni di AFS. Lo scopo è oltre a valutare la resistenza ultima a schiacciamento ed a flessione anche la determinazione dei dati salienti (E, G, Sr, v) utili al progettista per la progettazione con questa nuova classe di materiali.

Il terzo capitolo riguarda la scelta è l'analisi di un "case study" effettuato con la collaborazione del consorzio CALEF, in cui è stato scelto e successivamente riprogettato un componente, il pavimento flottante delle carrozze ferroviarie, per valutare quali vantaggi possono essere conseguiti dall'impiego dei pannelli AFS.

Introduzione

Il lavoro è inquadrato nell'ambito delle attività sul Progetto 3.5 "Risparmio di energia elettrica nei mezzi di trasporto: nuovi materiali e componenti innovativi per i mezzi di trasporto" dell' AdP ENEA-MSE. In particolare, l'impiego di schiume metalliche come rinforzo, e per lo smorzamento delle vibrazioni nel settore dei trasporti, è in fase di studio da qualche anno ed alcune soluzioni sono state realizzate dal gruppo Ecka Granulate, con la controllata Alulight®.

Per l'applicazione estensiva di questi materiali passa attraverso una più ampia conoscenza delle procedure di fabbricazione progettazione.

La saldatura delle leghe di alluminio è un argomento di grande interesse ed attualità legato alla realizzazione di strutture leggere, in particolare nel settore dei trasporti, per la riduzione dei costi e delle emissioni durante l'esercizio. Tuttavia, l'impiego dell'alluminio e di pannelli strutturali Aluminium Foam Sandwich impone cambiamenti nella visione sia progettuale sia di fabbricazione dei componenti. In particolare, la saldatura tradizionale per fusione, induce in tutte le leghe di alluminio performanti strutturali, ovvero nei classici stati di fornitura Txxx e Hxxx, il cosiddetto "softening" nella zona termicamente alterata (ZTA) ovvero nel materiale base adiacente la zona fusa (ZF), dove il ciclo termico della saldatura porta al superamento della temperatura di ricristallizzazione della lega di alluminio (220-280°C).

Altre problematiche riguardano la sensibilità alla criccabilità a caldo per le leghe con elevanti intervalli di solidificazione, le possibili "incollature" indotte dalla notevole conducibilità termica (che può portare ad una mancanza di fusione nel materiale base), la presenza del sottile strato superficiale di allumina, che fonde a circa 2300°C molto al di sopra della temperatura di fusione del metallo, ed un alto coefficiente di dilatazione termica che induce maggiori distorsioni.

L'utilizzo di tecnologie ad elevata densità di energia come la tecnologia laser è auspicabile in quanto elimina il problema delle incollature, determina una riduzione della dimensione di ZF e ZTA, con conseguente riduzione delle distorsioni e induce un ciclo termico estremamente severo in grado di controllare l'entità e l'ampiezza del "softening" grazie al mantenimento di un grano più fine della lega.

Tuttavia, una saldatura qualificata delle leghe di alluminio non è semplice da realizzare. In questi anni sono state trattate in numerosi lavori diverse problematiche riguardanti la saldatura laser: l'elevata riflettività, la stabilizzazione del Keyhole e la suscettibilità alla cricatura a caldo richiedono una specifica ottimizzazione dei parametri di saldatura. Ad esempio, se la problematica relativa alla riflettività delle leghe di alluminio è stata risolta, grazie alla disponibilità di sorgenti di elevata potenza in fibra, la cui lunghezza d'onda permette un migliore accoppiamento, l'eccesso di potenza e focalizzazione può indurre problemi di stabilità del key hole, dovuti alla vaporizzazione degli elementi di lega più basso fondenti, vedi leghe Al-Mg.

La conoscenza del comportamento di un nuovo materiale è indispensabile inoltre al progettista per sfruttarne a pieno le doti è per questo che sono state condotte una serie di analisi specifiche per verificare se gli standard derivati nella qualifica di componenti simili possano essere applicati completamente agli AFS. Infine, l'introduzione di un materiale innovativo in un settore delle costruzioni tradizionalistico come ad esempio quello ferroviario, soggetto a protocolli di qualifica ed omologazione rigidi, necessita di studi sia di qualificazione che di progettazione e di protocolli di assessment che possono essere affrontati solo da grandi aziende coadiuvate da studi nel settore della ricerca che aiutino a prendere scelte coraggiose ma strategiche.

CAPITOLO1

Ottimizzazione dei processi di fabbricazione con tecnologia laser

Upgrading della testa di saldatura Laser-TIG-Filo

Nel corso del precedente PaR 2008-2009 sono stati studiati i processi di saldatura Electron Beam Welding e Laser Beam welding. Il primo fondamentale è servito a definire un benchmark in termini di prestazioni in saldatura come è stato evidenziato sia nel report RdS/2012/101 che nel secondo capitolo di questo report.

Le attività del PaR 2011 sono state svolte presso il laboratorio laser del CR EENA Trisaia e sono state mirate all'affinamento sia del set up che dei parametri di saldatura ottimizzati durante il PaR 2008-2009 su campioni di dimensione limitata.

Lo studio è stato effettuato principalmente sulla saldatura Laser Tig con filo d'apporto in quanto è considerata la soluzione industriale migliore per la realizzazione di componenti di grande dimensione in AFS.

La figura e la tabella seguente riportano il set up ed i parametri di saldatura Laser TIG Filo ottimizzati nel corso dello scorso anno (vedi Report RdS/2011/203).

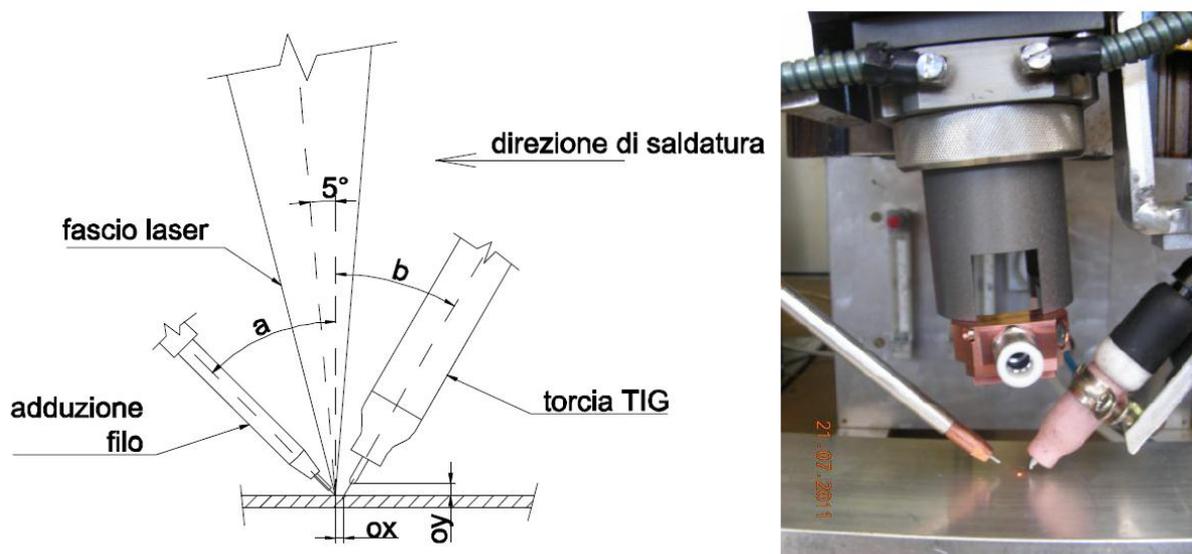


Figura 1: Set up sperimentale per test di ottimizzazione [1]

In particolare i limiti evidenziati riguardano la permanenza di numerose porosità nel cordone saldato. Anche se i successivi test meccanici su un componente saldato laser TIG (vedi Report RdS/2012/101 e capitolo successivo) hanno mostrato che, almeno in prove di flessione statiche il punto debole rimane quasi sempre il core della schiuma che subisce una rottura per taglio, l'attività è stata mirata alla realizzazione di un nuovo set up di saldatura Laser TIG filo in grado di garantire ripetibilità e stabilità industriale.

Le saldature sono state eseguite utilizzando un nuovo gruppo torcia, per la saldatura TIG ed opportunamente adattata al generatore TIG TELWIN TIG 362, allestendo un porta torcia (figura 1) corredato di un sistema di regolazione della stessa, del sistema "spingi filo" del materiale di apporto, in abbinamento alla sorgente laser.

Le prove di saldatura sono state condotte su campioni di AFS in modalità testa a testa. Le saldature sono state effettuate con e senza inserto, e sono state precedute da attività sperimentali per l'individuazione dei parametri migliori. I quattro elementi saldati hanno dimensioni di 200 x 100 x 32 [mm] con una lunghezza di saldatura di 200 mm.

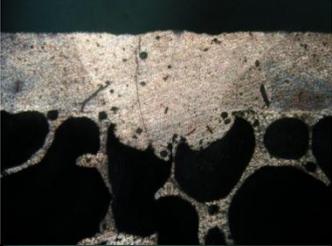
ID	Vw	ITig	Vs	Portata gas	Aspetto al dritto e Macro
BAFS_WLT1	3000	150	3000	10 NI/min	 
BAFS_WLT2	3000	100	3000	10 NI/min	 
BAFS_WLT3*	4000	150	3000	10NI/min	* Gap Variabile da 0.3 a 0.5 mm

Tabella 1: Test di saldatura di AFS mediante filo Laser TIG

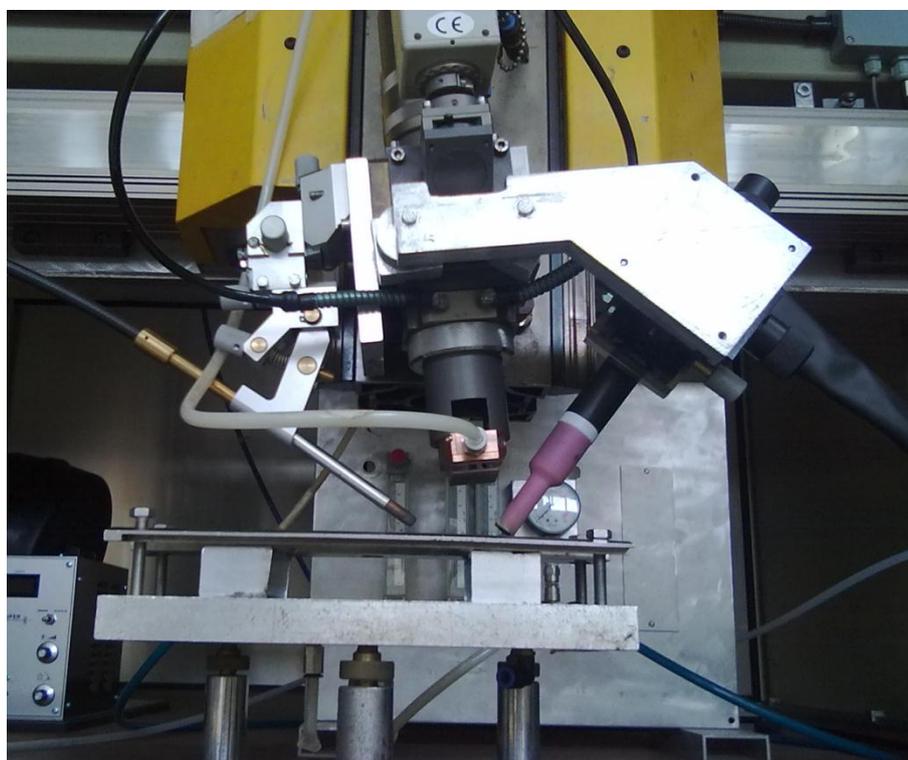


Figura 2: Nuovo Set Up di saldatura Laser TIG Filo (LTW) con staffa a rigidità migliorata e torcia per saldatura automatica

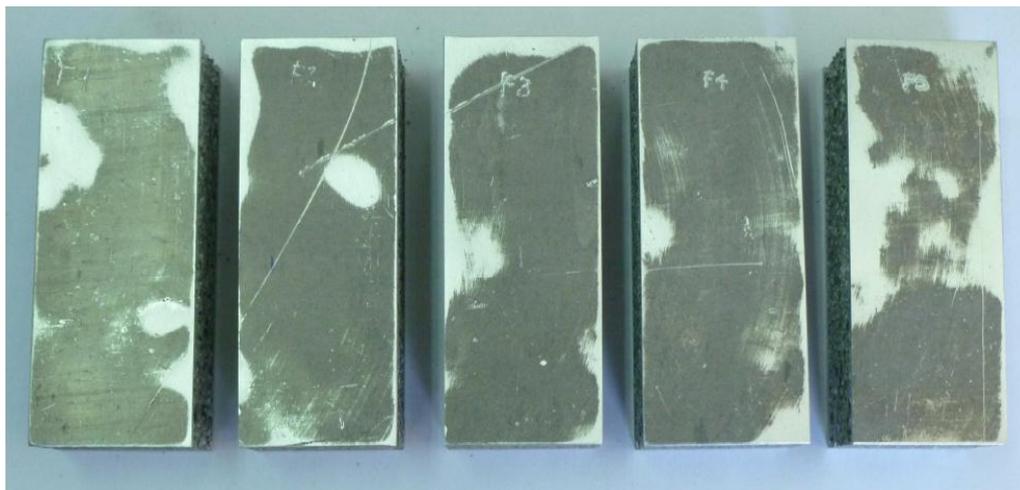


Figura 3: Campioni per test preliminari di saldatura

Prove preliminari

Le figure successive mostrano le prove di saldatura LASER-TIG- filo effettuate su diversi provini per testare il nuovo set up e la nuova torcia che ha un ugello di adduzione del gas differente rispetto a quello utilizzato nel corso dei precedenti test.

Relativamente ai parametri della sorgente LASER questi, sono stati mantenuti invariati rispetto ai valori ottimizzati nel corso dell'attività del PaR 2008-2009 e sono i seguenti:

Potenza LASER 2KW

Velocità di avanzamento 3000 mm/min

Sono stati invece variati nell'intorno dei parametri ottimali i valori riferiti a velocità del filo e corrente di saldatura

In particolare, la prima prova realizzata con una corrente pari a 125A ed una velocità del filo d'apporto V_w (*velocità del filo d'apporto*) pari a 1500 mm/min sui provini F1-F2 mostra un collasso del bagno di fusione dovuto essenzialmente ad una velocità V_w molto bassa. Pertanto, nella seconda prova, eseguita sui provini R1-R2, si è deciso di diminuire la corrente portandola a 100A ed aumentare la velocità V_w portandola a 3000 mm/min, ritornando nelle condizioni di saldatura ottimali determinate nel report Rds/2011/203, ottenendo dei discreti risultati. Nella terza prova, eseguita sui provini F2-F3, si è mantenuti la corrente di 100A si è aumentato V_w portandola a 4000 mm/min, ottenendo così una giunzione leggermente migliore della precedente. Nella quarta prova, eseguita sui provini R2-R3, si è mantenuti sempre una corrente pari a 100 A mentre la velocità V_w è stata fatta aumentare portandola a 5000 mm/min ottenendo degli ottimi risultati. Nella quinta prova invece, eseguita sui provini F3-F4, è stata leggermente incrementata la corrente da 100 a 110 A, mantenendo la velocità V_w pari a 5000 mm/min. La qualità della saldatura è diminuita in quanto all'aumentare della corrente si ha un aumento della larghezza del cordone di saldatura. Infine, nella sesta ed ultima prova, eseguita sui provini R3-R4, è stata mantenuta una corrente di 110 A mentre è stata incrementata la velocità V_w portandola a 6000 mm/min. In questo caso si ha un maggior riempimento di materiale d'apporto del cordone di saldatura.

Le figure seguenti riportano l'aspetto superficiale dei campioni saldati che successivamente sono stati sottoposti ad analisi macrografica.



Figura 3 - Prova sui provini F1-F2 (Prova AFS-F1-F2)



Figura 4 - Prova sui provini R1-R2 (Prova AFS-R1-R2)



Figura 5 - Prova sui provini F2-F3 (Prova AFS-F2-F3)



Figura 6 - Prova sui provini R2-R3 (Prova AFS-R2-R3)



Figura 7 - Prova sui provini F3-F4 (Prova AFS-F3-F4)

Preparazione metallografica

La metodologia utilizzata per la preparazione metallografica è la seguente:

1. Taglio con troncatrice e utilizzo di disco SiC per materiali non ferrosi;
2. Lappatura con carte abrasive da 600-1200 GRIT;
3. Lucidatura con panno di nylon e pasta diamantata da 6 μm ;
4. Attacco chimico: 10 ml di HF 40% in 100 ml di H₂O;
5. Spianatura 300 rpm;
6. Lucidatura 500 rpm.

I provini di saldatura, viste le dimensioni 200x100x32 mm, sono stati tagliati inizialmente con una lama a nastro e successivamente con la troncatrice. Nonostante il taglio, le dimensioni erano tali da non poter

essere inglobati in resine e lucidati con la lappatrice automatica. Pertanto la preparazione è stata fatta manualmente.

Le procedure di spianatura e lucidatura hanno riscontrato delle difficoltà, derivanti dalle caratteristiche del materiale stesso, che accumula al suo interno polvere metallica e la rilascia durante la lucidatura, con conseguente formazione di graffi sulla superficie.

Si è risolto il problema parzialmente, lavando i provini nel passaggio da una carta abrasiva all'altra.

L'attacco chimico è stato eseguito in più fasi:

Inizialmente il provino è stato immerso nella soluzione acida di HF al 40%, senza grossi risultati. Il cordone non si vedeva sulla superficie, in maniera nitida.

Successivamente si è preferito strofinare, la soluzione acida di attacco, direttamente sulla superficie, con un batuffolo di cotone, per un minuto circa. Con questo metodo i risultati ottenuti sono migliori, il cordone di saldatura era ben evidenziato.

Le saldature sono state eseguite con gli stessi parametri, tuttavia alcuni cordoni come nelle foto 2-4-6 presentano delle difettosità nella zona fusa. Precisamente in prossimità della fine del cordone si forma una cricca longitudinale.

Le porosità all'interno sono quasi inesistenti.

La sperimentazione delle saldature ha previsto anche una saldatura Testa a Testa di pannelli AFS con l'inserito di alluminio.

Anche da questa saldatura è stato ricavato un provino per la caratterizzazione metallografica. Dal taglio e da una prima indagine visiva del campione di questa saldatura, sono emersi i problemi e le difettosità.

Si nota come l'inserito non si fonde nella saldatura con i due pannelli, saldati testa a testa. Il provino è stato preparato con la metodologia sopra indicata, utilizzata per le altre prove sperimentali.

Di seguito sono allegate le foto, delle macrografie di tutte le prove sperimentali, eseguite con macchina fotografica digitale NIKON COLPIX S10.

Analisi macrografica

Dopo un'attenta analisi visiva sono stati selezionati, per l'analisi metallografica, i provini migliori, ovvero AFS_F2-F3, AFS_F3-F4, AFS_R2-R3, AFS_R3-R4.

Una volta ottenuti i provini si è effettuata su di essi una prima ispezione visiva del cordone di saldatura, avvalendosi dell'ausilio di un microscopio ottico. Si riportano così, in figura 9, 10, 11 e 12 le macrografie effettuate sui provini.



Figura 4 - Macrografia prova AFS_F2-F3



Figura 5 - Macrografia prova AFS_F3-F4



Figura 6 - Macrografia prova AFS_R2-R3

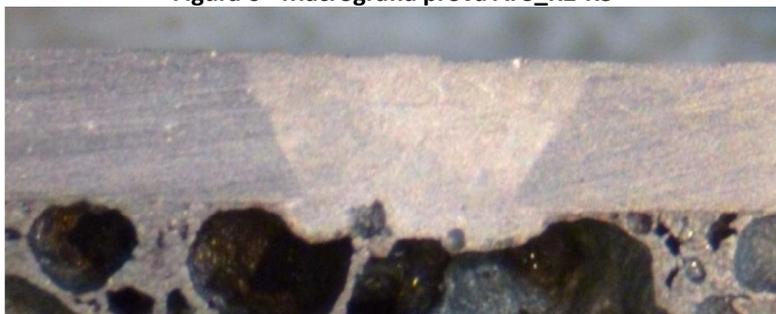


Figura 7 - Macrografia prova AFS_R3-R4

Le indagini sulla presenza di difetti, all'interno della sezione trasversale di saldatura, sono state effettuate per ogni provino ed hanno dimostrato l'ottima qualità delle saldature, infatti è stata rilevata la presenza di microporosità solo per i provini AFS_F3- F4 e AFS_R3-R4. La presenza di questo difetto è una probabile indicazione della scadente qualità microstrutturale di questo provino, caratterizzato da un'alta generazione di calore durante la saldatura, infatti per tali provini è stata considerata una corrente ITIG maggiore rispetto ai provini AFS_F2-F3 e AFS_R2-R3, che presentano invece un'ottima qualità del giunto.

I parametri ottimali per la saldatura di testa dei pannelli AFS, anche con la nuova testa di saldatura, possono essere quindi considerati i parametri del test F2-F3 in linea con le prove di ottimizzazione dello scorso anno. Che in sintesi sono una potenza laser di 2 kW una velocità di processori 3 m/min, una corrente ITIG di 100°, una velocità di filo Vw di 4000 mm/min ed una portata di gas di Argon con 10 NL/min.

Per l'inserimento dell'inserito avente uno spessore di 3 mm, è stata effettuata una lavorazione con fresa sulla schiuma per una profondità di 1,4 mm per ogni lato, lasciando un gap tra le facce da saldare di 0,2 mm.

Questo gap, considerando l'impiego di una lega della serie 5xxx dovrebbe permettere un migliore accoppiamento laser materia.

Saldatura con inserti

Le prove meccaniche hanno evidenziato come nella prova a flessione su 4 punti la rottura avvenga nel core del pannello AFS anche per i campioni saldati. Tuttavia è ipotizzabile che se la giunzione saldata fosse

collocata nella zona di taglio massimo il comportamento del componente sarebbe differente con saldatura delle sole pelli dell'AFS e saldatura con inserto di collegamento fra le pelli.
Per questo motivo, come precedentemente realizzato per la saldatura EBW sono state effettuate delle prove per la saldatura Laser TIG Filo con inserti centrali di collegamento come mostrato in Figura 8.

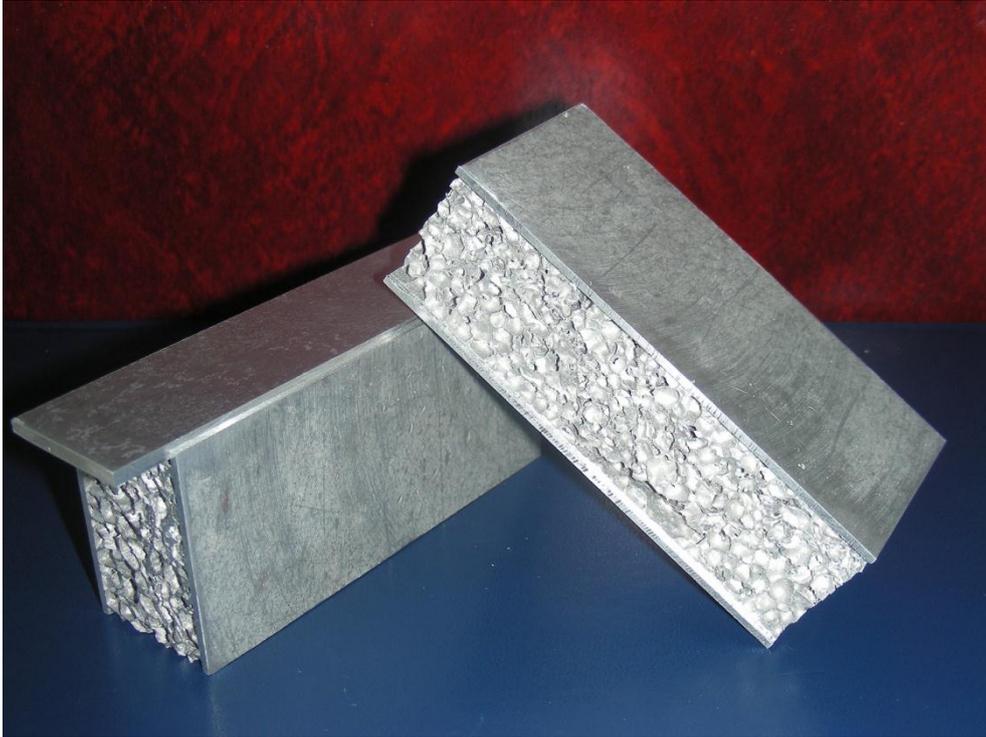


Figura 8– Prova sui provini di fresatura con inserto

Le prove di saldatura effettuate con parametri analoghi ai test di saldatura standard senza inserto hanno mostrato il limite delle sorgente laser.

Come mostrato in Figura 9 l'inserto non viene intaccato dalla saldatura.

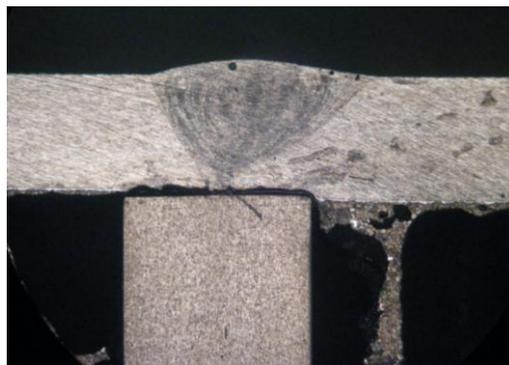


Figura 9. Provino H1-I macrografia saldatura pannello AFS Testa a Testa con inserto AA5083

Anche l'incremento della corrente TIG da 100 a 125 A e la riduzione della velocità del filo a 2,4 m/min introdott2 per avere una maggiore energia sul pezzo non permettono la fusione dell'inserto (campione H2-I). Questo mostra i limiti di penetrazione della sorgente laser da 2 kW sulle leghe di alluminio. L'utilizzo di una corrente maggiore del TIG porta fundamentalmente ad un allargamento del bagno di fusione e non è consigliabile pena un peggioramento del cordone oltre al rischio di un perforamento della pelle dell'AFS.

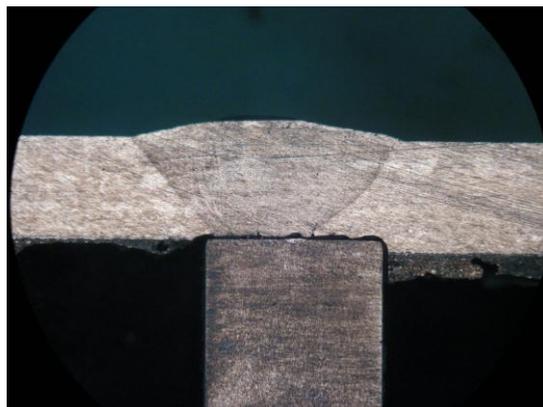


Figura 10: Provino H2-I macrografia saldatura pannello AFS Testa a Testa con inserto AA5083

Saldatura di campioni di qualifica

Con i parametri determinati sono stati saldati dei campioni per qualificazione meccanica Laser TIG Filo che sono riportate nelle figure seguenti.



Figura 11. – Campioni sottoposti a saldatura senza inserto



Figura 12. - Saldatura sui campioni F1-F2



Figura 13. – Saldatura sui campioni R1-R2

E' stato inoltre saldato anche un campione con inserto che mostra un cordone più largo e meno omogenea rispetto al campione saldato senza a causa dell'aumento della corrente di saldatura TIG.

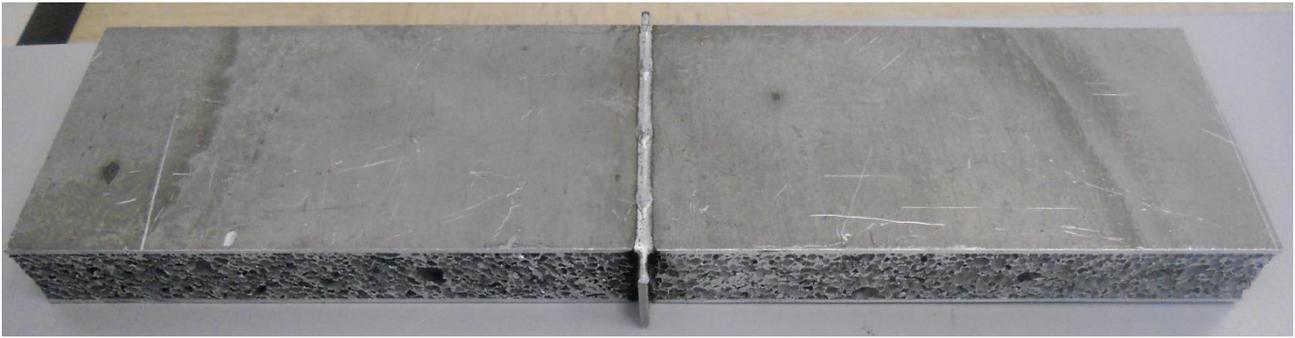


Figura 14. – Campioni sottoposti a saldatura con inserto



Figura 15. – Saldatura sui campioni FH3-FH4



Figura 16. – Saldatura sui campioni RH3-RH4

Conclusioni

E' stata realizzata una nuova testa di saldatura laser TIG a rigidità migliorata che permette di alloggiare una torcia TIG per applicazioni robotizzate. Sono stati confermati i parametri ottimizzati lo scorso anno per quanto riguarda la saldatura di AFS senza inserti.

La saldatura con inserti ha evidenziato i limiti della sorgente laser assieme alle problematiche della saldatura delle leghe di alluminio collegata alle levata conducibilità di queste leghe.

La sorgente da 2 Kw infatti pur accoppiata ad un preriscaldamento TIG on consente la penetrazione per spessori superiori a 2 mm di alluminio.

Queste problematiche erano state osservate anche per la saldatura EBW in quanto l'introduzione dell'inserto interno induce delle perdite per conduzione che possono essere superate solo con un immissione di energia superiore alle attese e che spesso porta ad un peggioramento dell'aspetto del cordone con collasso laterale delle pelli della schiuma che tendono al ritiro.

CAPITOLO2

Qualificazione dei pannelli AFS e determinazione dei parametri di progetto

Introduzione

Per la qualifica dei pannelli AFS, sia tal quali che saldati, si è fatto ricorso a prove di flessione a tre e quattro punti.

La prova di flessione trova la sua naturale applicazione per la determinazione della resistenza di materiali che, per le loro particolari proprietà, male si prestano alle normali prove di trazione (specialmente i ceramici).

D'altra parte, nel caso dei pannelli sandwich, tale prova ha un valore particolare perché consente una efficace simulazione delle effettive condizioni di utilizzo del manufatto in servizio: si prevede infatti che il sandwich sia soggetto a varie combinazioni di carichi flettenti e di taglio.

La normativa presa a riferimento è ASTM C393, che ha avuto diverse revisioni nel corso degli anni, a riprova del particolare interesse che l'industria rivolge verso i pannelli compositi, specialmente quelli con *core* a nido d'ape, di comune impiego in campo aeronautico e costruttivo in generale.

Il test di flessione consente di valutare e/o verificare le principali proprietà meccaniche dei sandwich:

- rigidità flessionale e a taglio;
- limite elastico;
- carico di rottura;
- modo di cedimento.

Nelle attività qui descritte sono state eseguite solo prove statiche, cioè con applicazione graduale del carico ma, con la stessa geometria sono possibili anche test dinamici che mettono in luce le capacità di assorbimento di energia. Il test di flessione si presta infine anche allo studio del comportamento a fatica, di sicuro interesse per le applicazioni ai mezzi di trasporto.

Una più estesa introduzione alle prove di flessione eseguite su AFS, con la descrizione dei campioni, della procedura e delle attrezzature, è contenuta nel rapporto Rds/2011/201. Di seguito si espongono alcune considerazioni sui risultati ottenuti.

Per completare la caratterizzazione dei sandwich sono state anche eseguite prove di compressione trasversale: queste hanno interessato principalmente il core di cui si cercava il modulo elastico e il carico di snervamento.

Scelta del tipo di test di flessione e verifica delle ipotesi di ASTM C393

La configurazione di carico è quella di una flessione a 4 punti con i punzoni distanti tra di loro metà della luce (Figura 17). I motivi per cui la prova a 4 punti è preferibile a quella a 3 (di più semplice esecuzione) sono i seguenti:

- applicando l'intera forza P in un unico punto al centro del campione, si determina una concentrazione di sforzi doppia rispetto a quella che si ha in corrispondenza degli appoggi;
- il punto di massimo momento è sotto il carico per cui, se il materiale non è omogeneo è meno probabile che si evidenzia la presenza di punti deboli situati in prossimità delle reazioni;
- la determinazione del carico di punta locale delle facce (*wrinkling*) è poco affidabile poiché, proprio laddove la forza di compressione della pelle è massima, essa è schiacciata sul *core* dal carico applicato;
- nella flessione a 4 punti, porzioni più ampie del campione sono sottoposte a sforzi costanti, ed eventuali punti deboli (nel *core* per la sollecitazione di taglio, nelle pelli per il momento) sono più facilmente evidenziabili.

La posizione dei carichi nella prova a 4 punti può essere scelta con relativa libertà ma la configurazione in cui i punzoni distano tra di loro metà della luce, produce momento e taglio massimi pari a quelli di un carico

uniformemente distribuito [1] e quindi è più realistica rispetto all'utilizzo effettivo del pannello stesso. Pertanto è la configurazione che è stata utilizzata.

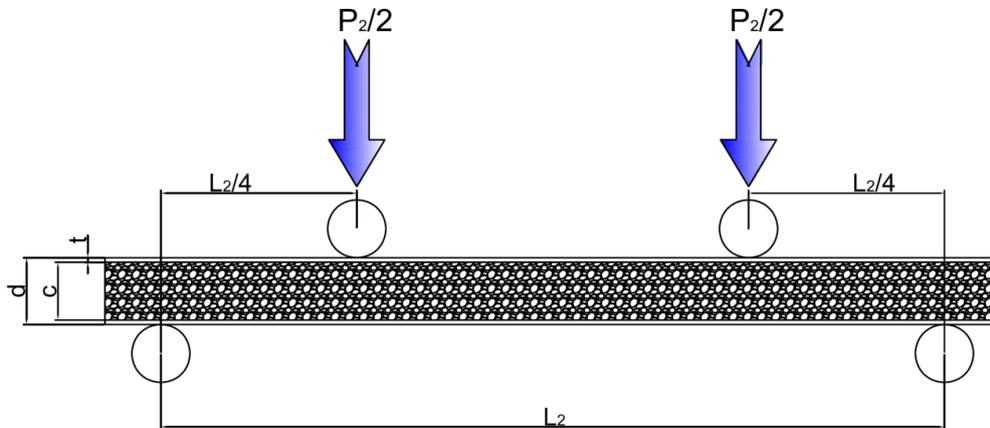


Figura 17: schema di carico per la prova di flessione a 4 punti

L'ipotesi implicita nella normativa utilizzata, ASTM C 393, è che il pannello sandwich durante la prova di flessione si comporti come una trave composita¹. Per verificare, con le caratteristiche nominali del pannello, questa ipotesi, sono state eseguite analisi agli elementi finiti con il codice CAST3M. La geometria simulata è la stessa dei campioni nella prova di flessione a 4 punti; il modello sfrutta la simmetria del problema simulando la metà (destra) del campione. Le proprietà dei materiali utilizzate sono:

- pelli: $E = 70000 \text{ MPa}$, $\nu = 0,33$;
- schiuma: $E = 700 \text{ MPa}$, $\nu = 0,33$.

Le dimensioni sono le stesse dei campioni reali:

- luce di inflessione $L_2=350 \text{ mm}$;
- spessore facce $t=1,7 \text{ mm}$;
- spessore sandwich $d: 30 \text{ mm}$;
- lunghezza totale campione 400 mm ;
- larghezza 40 mm .

Il modello interessa metà campione, con un idoneo vincolo di simmetria in mezzeria.

Applicando una forza complessiva di 1000 N , le sollecitazioni calcolate secondo le relazioni approssimate della tabella sopra sono

$$\sigma = 20,2 \text{ MPa}$$

$$\tau = 0,39 \text{ MPa}$$

Gli andamenti della tensione normale e di quella tangenziale sono mostrati nella Figura 18: per quanto riguarda τ è necessario escludere dal grafico le pelli a causa della rilevante concentrazione di sforzi che si ha in corrispondenza dei vincoli.

Le ipotesi sopra dette sono quindi, qualitativamente e quantitativamente verificate:

- la σ (SMXX) è costante nello spessore delle pelli, con valori crescenti a distanze maggiori dall'appoggio. Il core è invece relativamente scarico;
- la τ (SMXY) è mediamente costante nella zona tra il carico e l'appoggio e decresce rapidamente nelle altre zone.

Per quanto riguarda le deformazioni e in particolare la deflessione in mezzeria (freccia), la ASTM C393 propone la seguente relazione

¹ con questa affermazione si intende che sono verificate le ipotesi di Bernoulli-Navier (le sezioni trasversali ruotano mantenendosi piane) completate dalla trattazione semplificata del taglio (di Jourawski).

$$\delta = \frac{11 P L^3}{768 D} + \frac{P L}{8 U}$$

in cui

$$D = \frac{E(d^3 - c^3)b}{12}, U = \frac{G(d + c)^2 b}{4 c}$$

Si ottiene quindi $\delta = 0,42$ mm, mentre il modello agli elementi finiti fornisce il valore $\delta = 0,41$ mm, con sensibile accordo.

Si può quindi concludere che il comportamento del pannello sandwich è adeguatamente rappresentato dalla teoria delle travi, come ipotizzato nella norma considerata. Non è quindi necessario fare ricorso a formulazioni più complesse, come quella esposta in [2], dove, per tenere conto del contributo della deformazione flessionale localizzata delle facce del pannello, al posto dell'equazione della linea elastica, viene introdotto un sistema di equazioni differenziali.

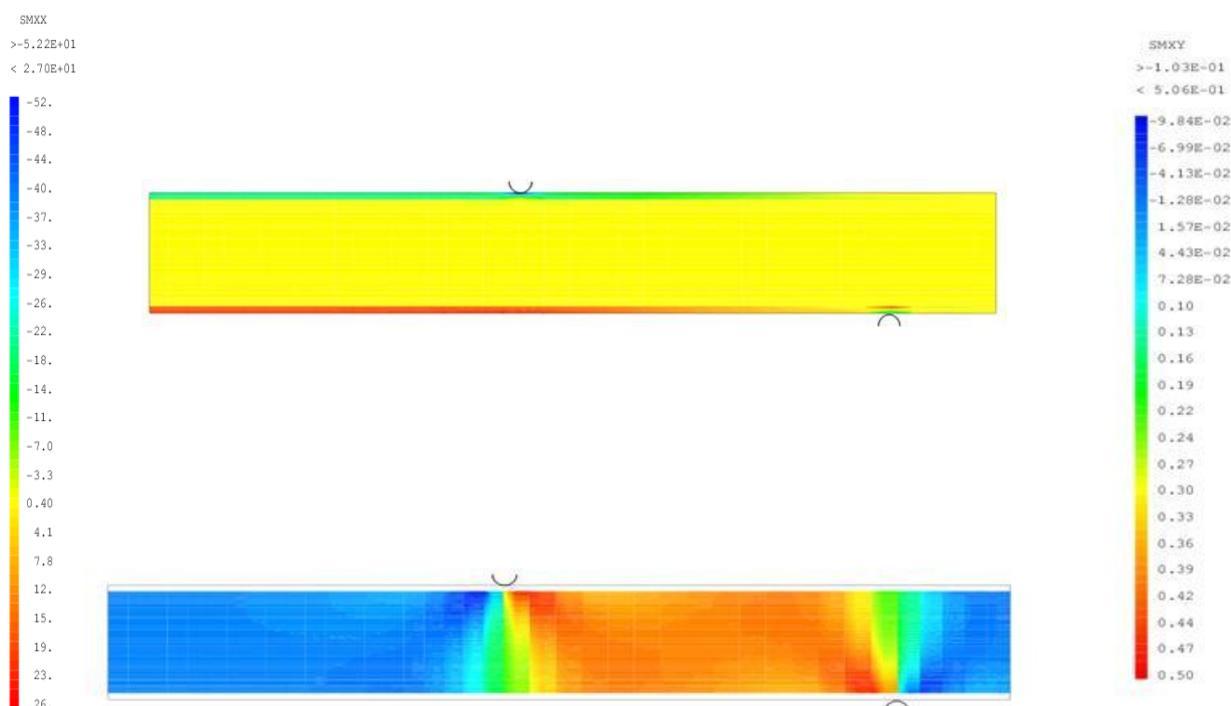


Figura 18: analisi agli elementi finiti, sollecitazione normale (SMXX) e tangenziale (SMXY)

Comportamento a flessione dei campioni di pannello AFS tal quale

Le prove sugli AFS tal quali si sono svolte con campioni delle dimensioni date nel paragrafo precedente. In tab. 1 è mostrato il tipico comportamento a flessione di un pannello (provino TQ2B) la cui curva carico – spostamento mostra quattro zone caratteristiche:

- fase iniziale lineare (elastica) fino al punto (1).
- Prima deviazione dalla proporzionalità: il carico continua a crescere con andamento circa lineare ma con una pendenza minore; l'eventuale scarico procede con pendenza prossima a quella del tratto iniziale.
- Nel punto (2) si registra il massimo valore della forza che decresce poi rapidamente: nella schiuma si evidenzia un'estesa frattura nella zona tra il punzone e l'appoggio di sinistra (zona in cui si ha il taglio).
- Ricordando che la prova si svolge in controllo di deformazione (freccia), nell'intorno del punto (3) il sandwich conserva una rigidità residua che decresce però rapidamente a seguito dell'apertura della frattura; la deformazione è ora concentrata essenzialmente nella zona danneggiata, mentre la

parte centrale in cui la sollecitazione è principalmente di flessione pura recupera parte della deformazione precedentemente impressa.

- La prova si conclude in (4): è evidente la frattura nel core che ha causato a sinistra un caratteristico meccanismo di deformazione con la creazione di cerniere plastiche nelle pelli in corrispondenza dell'appoggio e del punzone.

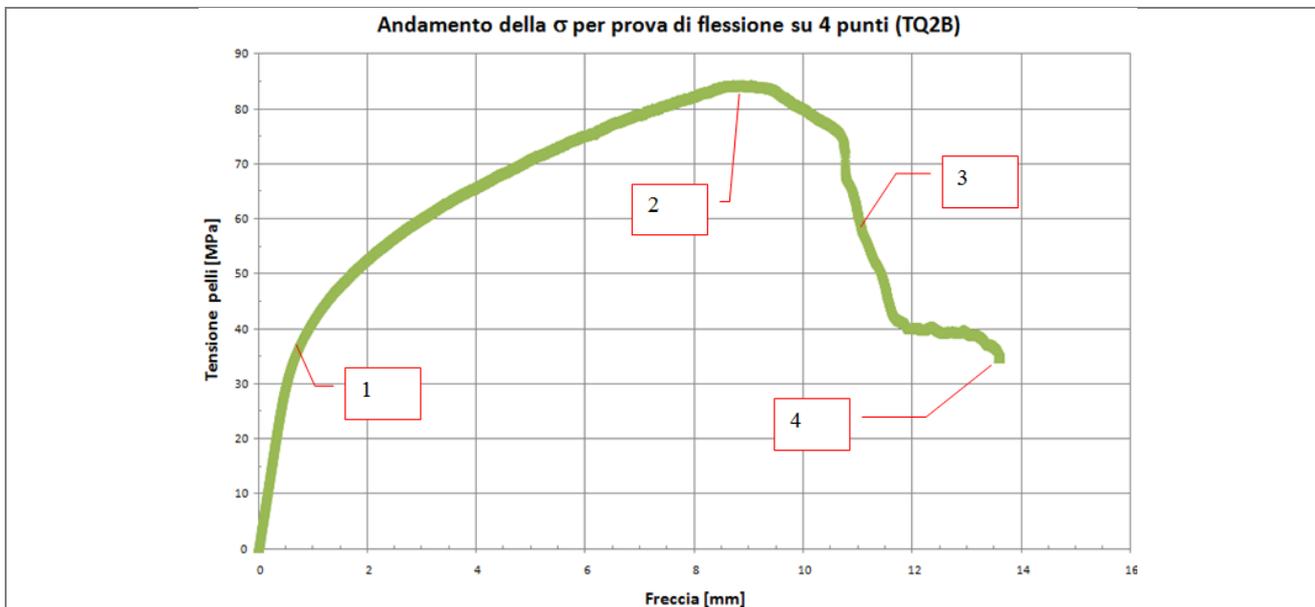
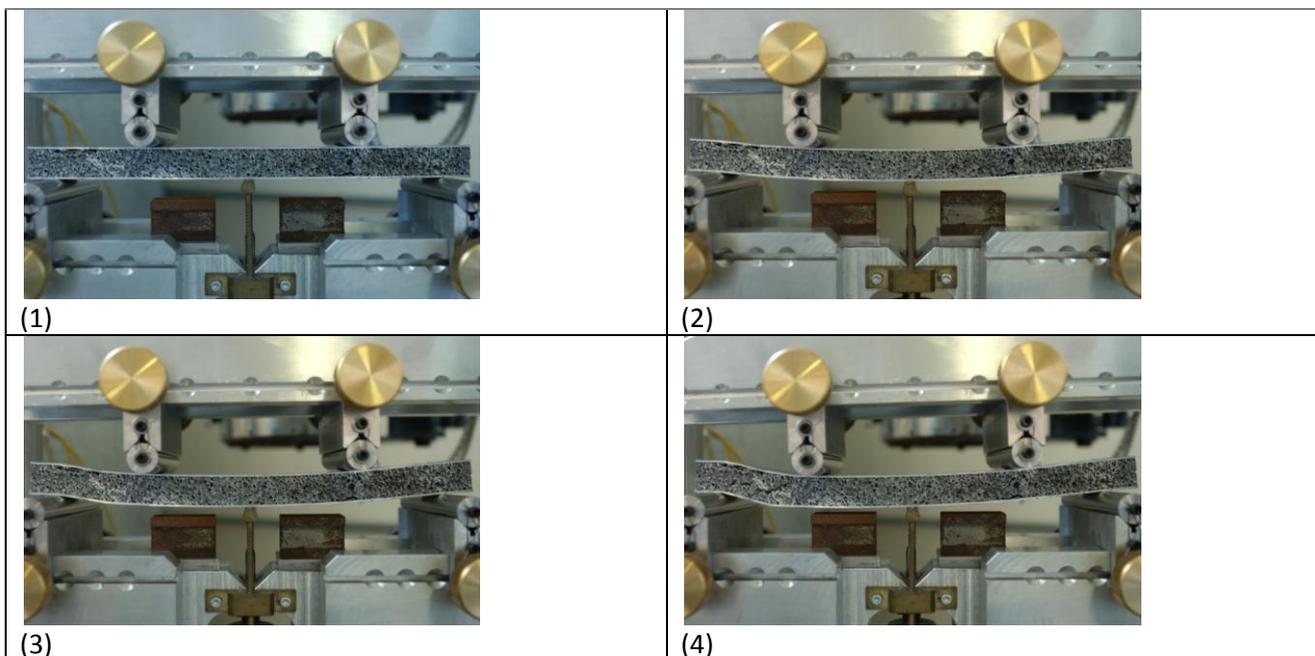


Figura 19: grafici della curva di tensione nelle pelli vs. freccia relative al campione TQ2B.



tab. 1: immagini del campione durante la prova di flessione relative ai differenti tratti della curva di sollecitazione.

Di seguito viene riportato il grafico complessivo di tutte le prove effettuate su materiale tal quale. Tutti i campioni esaminati si sono rotti a taglio per cedimento della schiuma (core).

Inoltre si osserva che, mentre i test relativi ai campioni TQ2 e TQ3, che hanno il lato maggiore perpendicolare alla direzione di laminazione, presentano andamento simile e valori di tensione massima compresi fra 82-e 92 MPa, il campione TQ1, il cui lato maggiore è parallelo alla direzione di laminazione

(vedi schema riportato in Figura 20), presenta un andamento della curva tensione - freccia molto differente raggiungendo valori di tensione molto più alti (circa 130 MPa).

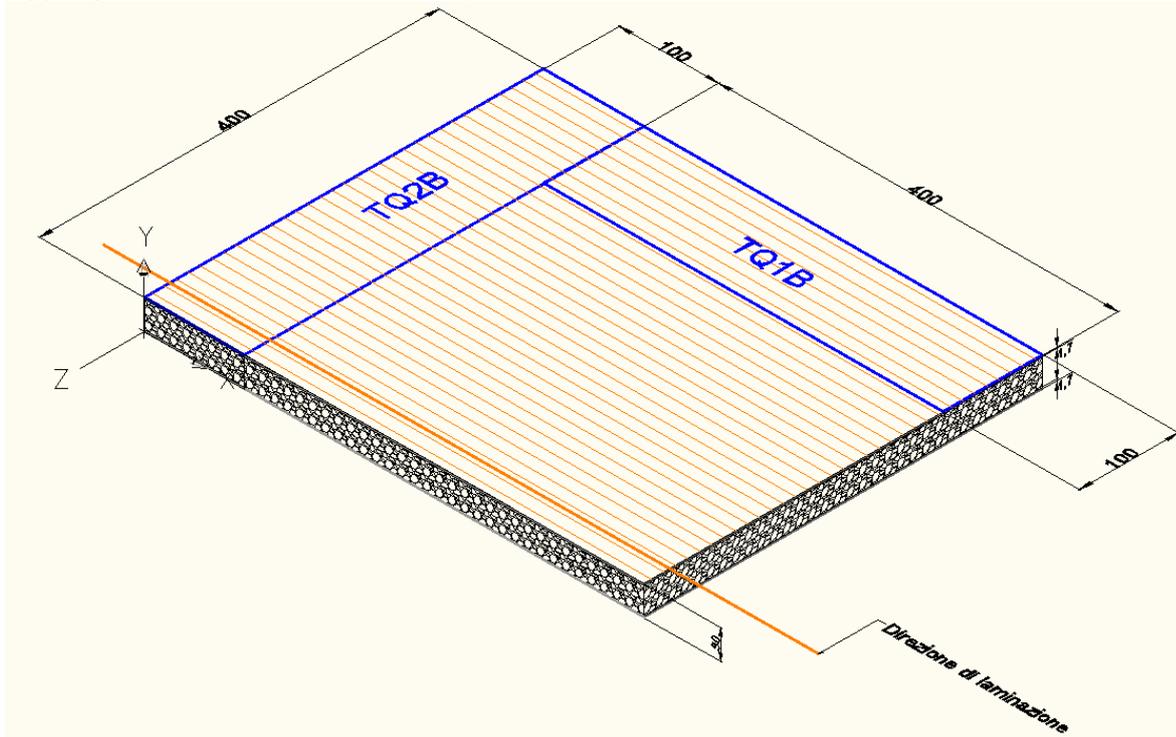


Figura 20: Schema di estrazione dei campioni di qualifica TQ1 e TQ2

Questo comportamento concorda con quanto riportato nell'articolo di J. Vogel ed altri (vedi Figura 22) in cui però i campioni di pannello hanno dimensioni leggermente differenti ($b=40$ mm; $L_t=300$; $d=34$; $t=1$ mm) [3]

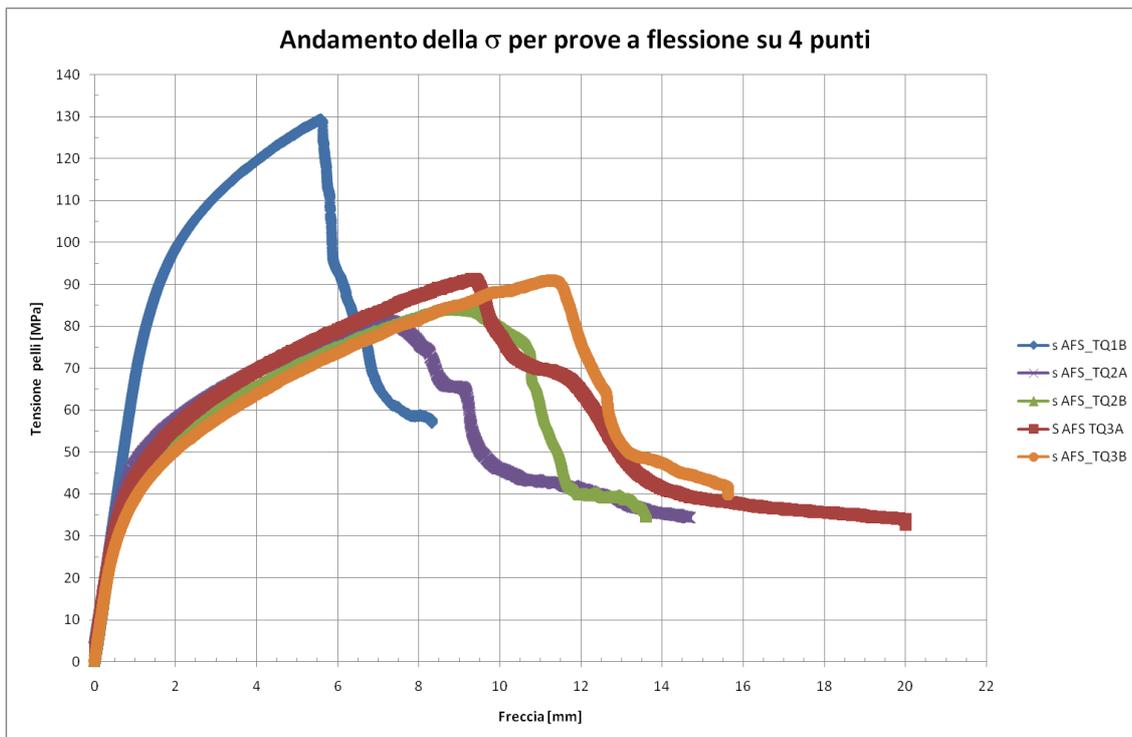


Figura 21: prove a flessione su 4 punti di campioni AFS Tal quali: grafico delle tensioni nelle pelli

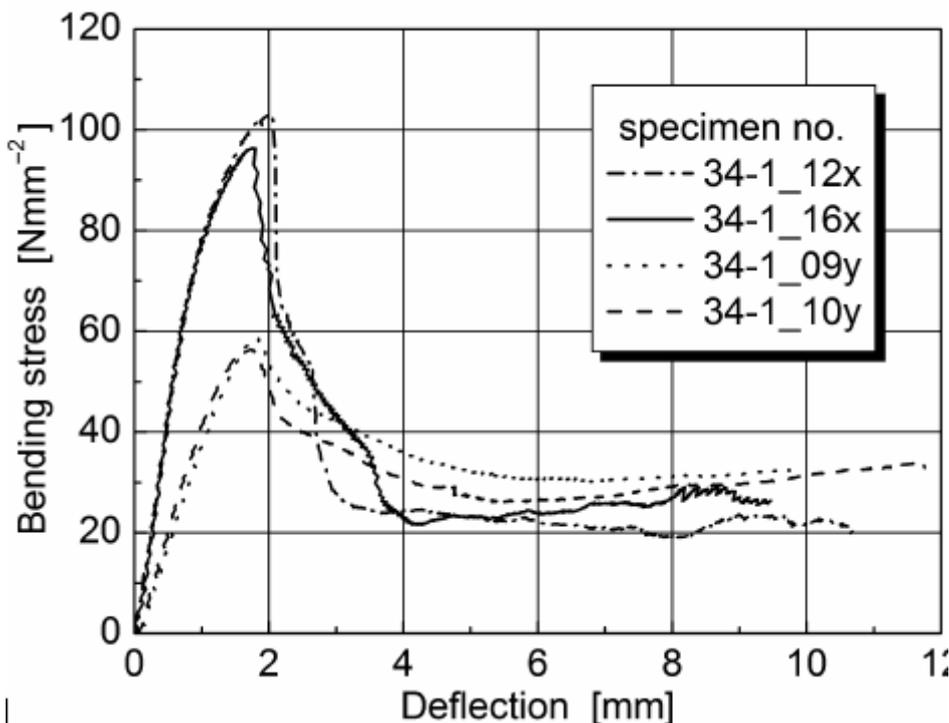


Figura 22: Curve di flessione a 4 punti, influenza della direzione di laminazione [3]

Determinazione dei parametri di rigidità

La determinazione della rigidità del sandwich è importante sia al fine di controllo di qualità del manufatto nel suo complesso, sia per ricavare i rispettivi moduli di elasticità delle *pell*i e del *core*, utili ai progettisti per il calcolo strutturale.

La norma ASTM C 393 richiede l'esecuzione di due distinte prove di flessione sullo stesso sandwich, una a tre l'altra a quattro punti; la luce tra gli appoggi può essere uguale o diversa. Dalle prove si ricavano due coppie di valori carico – abbassamento in mezzera nel tratto lineare. Facendo uso delle relazioni riportate nel rapporto precedente (Report RdS/2011/202 equazioni 1 e 2) è possibile calcolare D e G, rispettivamente rigidità flessionale e modulo di elasticità tangenziale della schiuma.

Nel caso presente si sono riscontrate alcune difficoltà nell'applicazione diretta della procedura descritta: l'estrazione della rigidità complessiva del pannello, dalla curva carico - spostamento (mediante interpolazione), è resa difficoltosa, in quanto il tratto completamente lineare è relativamente piccolo e il valore ricavato è particolarmente sensibile alla "finestra" utilizzata. La procedura dettata dalla norma equivale di fatto a risolvere un sistema di due equazioni in due incognite che si presenta piuttosto mal condizionato: in pratica l'incertezza nella determinazione di U (o G) è di un ordine di grandezza maggiore a quella di D.

Si è quindi seguito un metodo parzialmente diverso [2]: la relazione generale che dà la freccia, negli schemi di carico a 3 e 4 punti è la seguente

$$\frac{\Delta}{P} = \frac{1}{k} = a \frac{L^3}{D} + b \frac{L}{U}$$

Che può essere trasformata, dividendo per b L:

$$\frac{1}{k b L} = \frac{a L^2}{b D} + \frac{1}{U}$$

I coefficienti (a; b) valgono rispettivamente (11/768; 1/8) e (1/48; ¼) nelle prove a 4 e 3 punti. Eseguendo un certo numero di test (due o più), sullo stesso tipo di pannello, a 3 e/o 4 punti, anche con luci diverse, è possibile ricavare un insieme di coppie di valori

$$\left(\frac{a L^2}{b}; \frac{1}{k b L} \right)$$

La retta di interpolazione che opera il *fitting* dei punti ottenuti ha la pendenza pari a 1/D e l'intercetta uguale a 1/U: la determinazione così ottenuta è più robusta rispetto alle incertezze sopra menzionate.

determinazione rigidezze del pannello t.q.

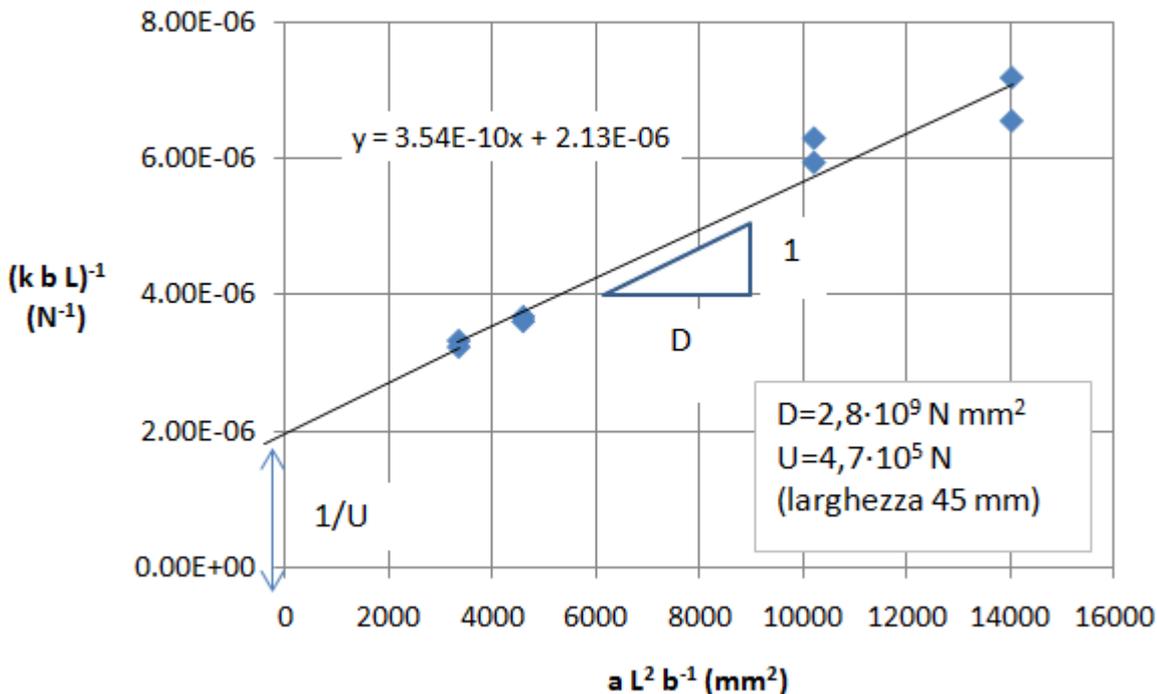


Figura 23: fitting delle prove per la determinazione della rigidezza

Il valore di U così ottenuto, inserito nella relazione seguente

$$U = \frac{G(d + c)^2 b}{4 c}$$

implica un modulo di elasticità tangenziale della schiuma $G=350$ MPa circa cui a sua volta corrisponde a un modulo elastico $E=8/3 G= 925$ MPa, valore realistico per questi materiali, per i quali si considera un coefficiente di Poisson pari a 1/3 [4].

Errore nella determinazione delle caratteristiche di rigidezza del sandwich

Il procedimento previsto dalla norma ASTM C393 (e complementi) per la determinazione delle rigidezze di un pannello sandwich richiede l'esecuzione di due test di flessione, uno a tre, l'altro a quattro punti, da cui ricavare i valori di cedevolezza complessiva, in campo elastico, dei campioni. I dati delle prove consentono quindi di formare un sistema a due equazioni, nelle incognite D e U.

Tale procedura può in taluni casi riscontrare delle difficoltà di applicazione a causa del modo in cui le incertezze nella determinazione della cedevolezza si ripercuotono sul calcolo delle incognite.

Senza togliere troppa generalità al discorso si consideri il caso in cui le due prove siano condotte con la stessa distanza tra gli appoggi (luce, L); sono quindi valide le seguenti due relazioni

$$\eta_3 = \frac{L^3}{48 D} + \frac{L}{4 U}$$

$$\eta_4 = \frac{11 L^3}{768 D} + \frac{L}{8 U}$$

in cui η_3, η_4 indicano le cedevolezza (in campo elastico) cioè i rapporti tra l'abbassamento in mezzzeria (freccia) e in carico applicato.

Il sistema da risolvere, nelle incognite $1/D$ e $1/U$, si presenta piuttosto mal condizionato, infatti, sostituendo ad L il valore effettivo utilizzato nelle prove (350 mm), si ottiene la seguente matrice dei coefficienti

$$A = \begin{bmatrix} 893230 & 87,5 \\ 614100 & 43,75 \end{bmatrix}$$

L'incertezza nella soluzione di un sistema lineare ($A x = b$) dovuta a variazioni del termine noto, è stimabile [5] con la relazione

$$\frac{\|\Delta x\|}{\|x\|} \leq \|A\| \|A^{-1}\| \frac{\|\Delta b\|}{\|b\|}$$

in cui è utilizzata una generica norma $\|\cdot\|$. L'errore relativo della soluzione (x) è proporzionale a quello del termine noto (b) secondo il fattore $\mu(A) = \|A\| \|A^{-1}\|$, indice di condizionamento della matrice A. Una matrice il cui indice è molto maggiore di uno è detta mal condizionata e la soluzione del sistema sarà fortemente perturbata anche da modeste variazioni di b. La scelta della norma è libera in quanto, se A è mal condizionata in una norma lo sarà in tutte.

Nel caso specifico, impiegando la norma $\|A\|_\infty$, che è la massima somma, per righe, dei valori assoluti di A, si calcola $\mu(A) = 92 \cdot 10^3$, valore elevato, che conferma l'affermazione fatta precedentemente.

Passando a esaminare, nello specifico, quale delle due incognite sia maggiormente penalizzata, si consideri la soluzione del sistema sopra introdotto

$$\frac{1}{D} = \frac{128}{L^3} (2 \eta_4 - \eta_3)$$

$$\frac{1}{U} = \frac{4}{3 L} (11 \eta_3 - 16 \eta_4)$$

Le deviazioni standard (delle medie) di $1/D$ e $1/U$ sono [6]

$$\sigma_{1/D} = \frac{128}{L^3} \sqrt{4 \sigma_{\eta_4}^2 + \sigma_{\eta_3}^2}$$

$$\sigma_{1/U} = \frac{4}{3 L} \sqrt{121 \sigma_{\eta_3}^2 + 256 \sigma_{\eta_4}^2}$$

se, per ipotesi, $\sigma_{\eta_4}^2 = \sigma_{\eta_3}^2$, allora il rapporto è

$$\frac{\sigma_{1/D}}{\sigma_{1/U}} = \frac{96\sqrt{5}}{L^2\sqrt{377}} \cong \frac{11}{L^2}$$

che, con $L=350$ mm, assume il valore $90 \cdot 10^{-6}$, indicando una maggiore incertezza nella determinazione di U rispetto a D. Inoltre $\sigma_{1/D} = \frac{\sigma_D}{D^2}$ e $\sigma_{1/U} = \frac{\sigma_U}{U^2}$ quindi

$$\frac{\sigma_D/D}{\sigma_U/U} \cong 11 \frac{D}{U L^2}$$

valutando in prima approssimazione $D = \frac{1}{2} E_f b t h^2$ e $U = G_c b h$ si trova che il rapporto delle incertezze relative è

$$11 \frac{E_f t h}{G_c 2 L^2}$$

che, con $E=70000$ MPa, $G=400$ MPa, $t=1,7$ mm, $h=28,3$ mm e $L=350$ mm, assume il valore 0,38 circa.

Si verifica quindi che l'errore relativo nella determinazione di U è tendenzialmente più che doppio rispetto a quello di D. A parità di altre condizioni è determinante la luce (L), infatti, come è intuitivo, è più difficile

discriminare i contributi flessionale e a taglio, della deformazione, quando L è relativamente grande e quindi il primo dei due è predominante sull'altro.

Volendo scegliere L in modo da bilanciare gli errori si dovrebbe imporre che il rapporto sia uguale a uno e quindi ricavare

$$L = \sqrt{\frac{11 E_f t h}{2 G_c}}$$

con i valori dati si ottiene L=215 mm.

Partendo da considerazioni diverse e cioè che la deflessione dovuta al solo taglio sia pari al 40% della freccia [1] si ottiene invece

$$L = 3 \sqrt{\frac{E_f t h}{G_c}}$$

che è circa il 30% più grande. Il peso dei singoli parametri è però lo stesso.

Prove di compressione

La prova di compressione è stata eseguita per completare i risultati della caratterizzazione effettuata mediante flessione. Sono stati preparati alcuni campioni dai pannelli AFS delle dimensioni riportate in Figura 24 (40x40x30 mm). I campioni comprendono anche le pelli e quindi la loro altezza complessiva è di 30 mm mentre l'altezza nominale della porzione di schiuma è 26,6 mm.

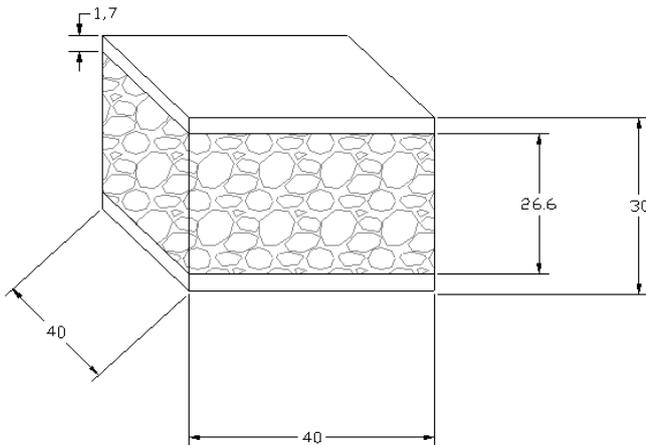


Figura 24: campione di AFS per la compressione

I provini sono stati sottoposti a compressione posizionandoli tra due piastre piane, opportunamente fresate, nella macchina di prova elettro-meccanica DMG (Denison Mayes Group) ad attuatore centrale e movimentazione tramite vite e madrevite a ricircolazione di sfere (utilizzata nelle prove di flessione).

Obiettivo della prova è ricavare i valori del modulo di elasticità e della resistenza a compressione.

Rispetto alle indicazioni contenute in [7], [8] si hanno alcune differenze:

- il rapporto altezza / spessore ($26.6 / 40 = 0,7$) è minore di 1,5 ma il requisito di contenere almeno 7 celle in ogni direzione è rispettato;
- il campione comprende anche le pelli che verosimilmente esercitano un vincolo alla espansione laterale della schiuma; la situazione è analoga al caso in cui si impieghi un campione di sola schiuma, senza applicare un lubrificante: il vincolo esercitato dall'attrito con le piastre di carico può determinare [7] un decremento del 20% della resistenza a compressione.

La prova è stata divisa in più passi, alternando la compressione, eseguita in controllo di deformazione, e lo scarico, in controllo di forza, secondo un determinato programma come mostra il grafico in Figura 25 relativo a tale prova.

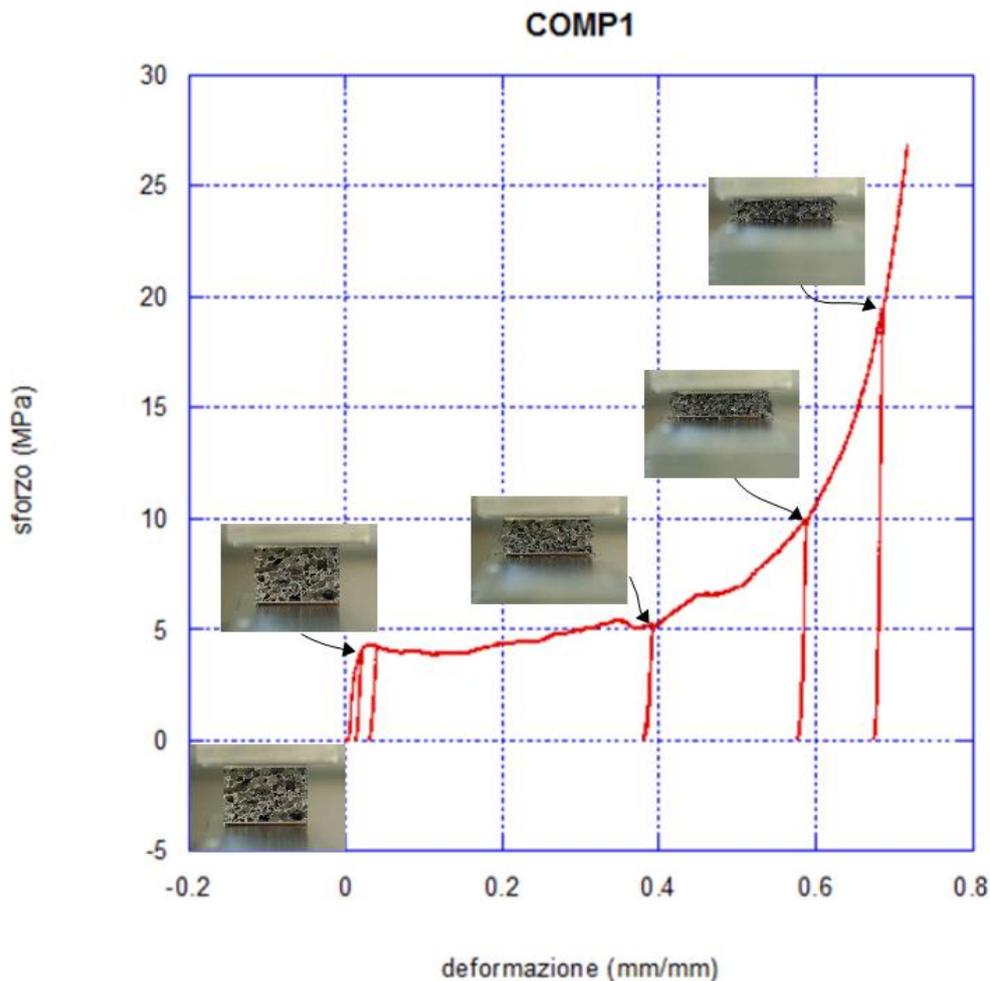


Figura 25: prova di compressione di AFS

La deformazione è applicata con velocità di $0,4 \cdot 10^{-3} \text{ s}^{-1}$.

Il grafico tensione – deformazione ha l'andamento tipico dei materiali cellulari: si distinguono una prima fase all'incirca lineare, fino al carico massimo, cui segue un leggero decremento dello sforzo e una zona di *plateau* in cui si verifica il progressivo collasso di porzioni sempre più estese di schiuma fino alla fase finale di compattazione, in cui il carico diverge in corrispondenza di uno schiacciamento di circa 20 mm (l'altezza finale del campione è di circa 10 mm).

Il dettaglio (Figura 26) della curva σ - ϵ mostra anche aspetti caratteristici del materiale. La pendenza del tratto iniziale è inferiore a quella dello scarico, il che è ritenuto [7] conseguenza di plasticizzazione locale (flessione delle pareti delle celle). Sulla base della pendenza del primo tratto di scarico si ricava la stima del modulo di elasticità $E = 770 \text{ MPa}$.

Nel secondo scarico invece il valore di E scende a 650 MPa circa, indicando l'inizio del danneggiamento complessivo del materiale. Nel valutare i successivi passaggi di scarico si deve considerare che il materiale va addensandosi e quindi non è più paragonabile a quello iniziale (si verifica infatti l'aumento della pendenza).

La resistenza a compressione è valutabile in 4 MPa.

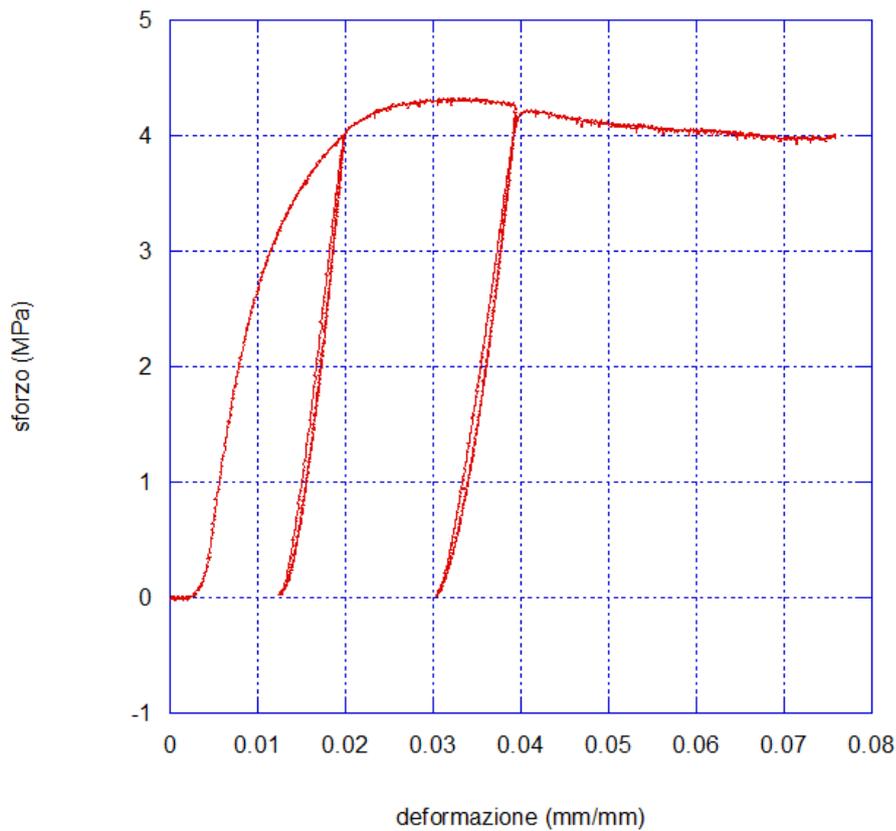


Figura 26: dettaglio curva di compressione del pannello AFS

La Figura 27 mostra l'aspetto del campione durante la prova a vari livelli di deformazione media (colonna DX della foto) e le relative mappe di deformazione locale (colonna SX della foto) rilevate con tecnica DIC (descritta successivamente); è evidente la disomogeneità delle deformazioni che è certamente correlata con la presenza di difetti nella schiuma stessa (pori di forma e dimensioni irregolari) che danno luogo a bande di deformazione concentrata [4].

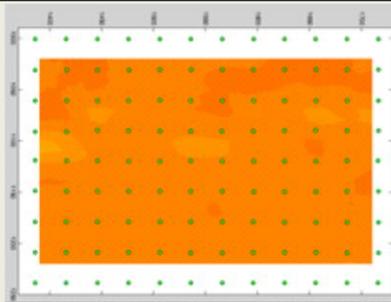
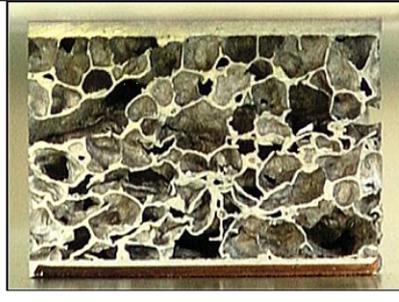
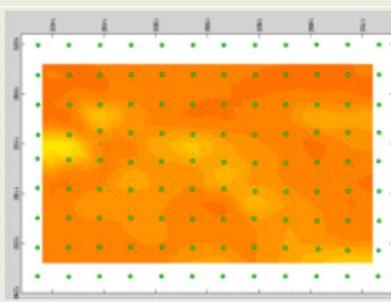
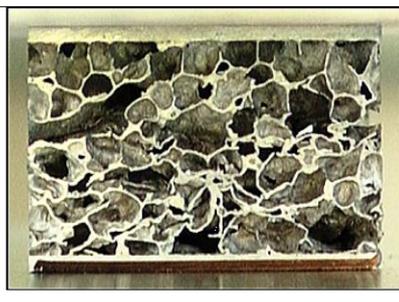
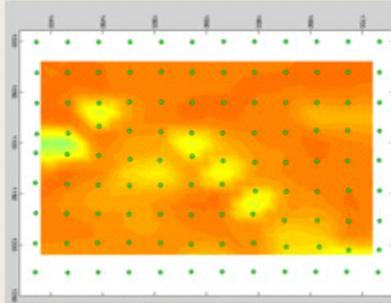
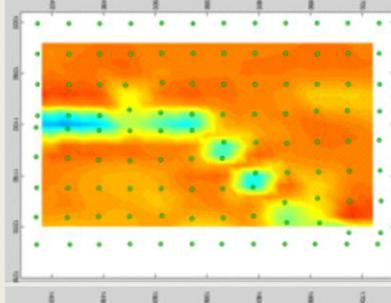
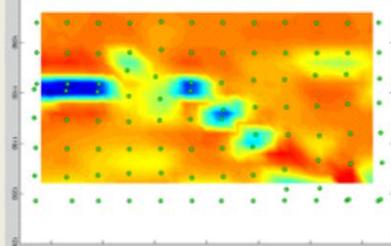
Mappa deformazioni ϵ_y	Immagine campione	ϵ_y , media
		0,01
		-0,03
		-0,06
		-0,11
		-0,15

Figura 27: deformazione del campione durante la compressione

Applicazione di tecniche di analisi di immagine

I test di flessione eseguiti in accordo alla normativa danno risultati numerici, condensabili in alcuni parametri, come carico di rottura, rigidità o tensioni unitarie.

L'elaborazione di immagine ha invece come scopo il rilievo globale della deformazione del campione (sia pure in una vista laterale) al fine di porre in luce il suo comportamento durante tutto lo svolgimento corso della prova, compreso il cedimento.

E' stata utilizzata la Correlazione Digitale di Immagini, o DIC, che consente il rilievo delle deformazioni superficiali di materiali e strutture, soggette a vari tipi di sollecitazione: statica, dinamica, meccanica e termica. Sviluppata negli anni '80 presso l'Università del South Carolina [9] questa metodologia ha conosciuto una vasta diffusione con numerose implementazioni, sia in ambienti di ricerca che industriali.

La DIC, a differenza di tecniche puntuali di misura, come l'estensimetria, permette la valutazione simultanea della deformazione su porzioni estese della superficie dei corpi in esame; ciò è ottenuto confrontando, in modo automatico, immagini acquisite a diversi livelli di carico e digitalizzate. La medesima potenzialità la hanno anche altre tecniche come l'interferometria in luce coerente, che richiede però assenza di vibrazioni e quindi l'uso di banchi ottici, e la fotoelasticità, che è applicabile principalmente su modelli (in trasparenza) oppure sui manufatti reali (tecnica in riflessione) ma con limiti alle condizioni operative (temperatura). In generale poi le tecniche interferometriche e fotoelastiche necessitano di un ulteriore passaggio per l'interpretazione delle frange che sono il risultato primario della misura.

La tecnica DIC al contrario, è in grado di rilevare direttamente gli spostamenti superficiali dai quali è poi possibile derivare lo stato di deformazione. Essa esiste in due varianti principali, 2D e 3D, a seconda che siano misurate due o tre componenti dello spostamento. Nel secondo caso è necessario acquisire 2 immagini simultanee da differenti punti di vista, dell'oggetto (visione stereoscopica).

Nelle attività descritte si è fatto uso del DIC 2D per rilevare la deformazione laterale dei campioni, durante le prove di flessione e di compressione monoassiale.

Il sistema di misura è costituito da una fotocamera digitale NIKON, modello D1X (dimensione del sensore 24 x 16 mm) con obiettivo zoom 24 – 120 mm. Durante la prova di flessione l'obiettivo zoom è stato adoperato con 28 mm di focale. La camera è stata montata su idoneo supporto regolando la posizione in modo da far coincidere il centro dell'immagine con quello del provino. Le immagini hanno risoluzione 3008 x 1960 pixel.

Presupposto essenziale per l'applicazione della tecnica DIC 2D è l'esistenza di uno stato di deformazione piano e quindi la presenza di due sole componenti di spostamento, parallele alla superficie del provino. In questo modo è quindi possibile, con una sola immagine, ricostruire completamente lo stato di deformazione senza introdurre artefatti dovuti a variazioni di distanza del campione. La tecnica si basa sul riconoscimento di determinate regioni del provino, centrate su punti denominati *marker*, mediante correlazione tra le immagini prima e dopo la deformazione [9] [10]. Dal punto di vista strettamente numerico sono possibili diversi approcci: nel caso presente tuttavia si è fatto uso di un pacchetto software, di pubblico dominio, basato sull'ambiente Matlab, che permette di eseguire le elaborazioni senza necessità per l'utente di una conoscenza dettagliata dei dettagli del metodo impiegato. Il software utilizzato è denominato "Digital Image Correlation and Tracking" a cura di Chris Eberl et. al. ed è disponibile all'indirizzo Internet <http://www.mathworks.com/matlabcentral/fileexchange/12413-digital-image-correlation-and-tracking>.

Un requisito ulteriore per l'applicazione del metodo DIC è la presenza di una adeguata "tessitura" delle immagini che permetta e renda più affidabile l'operazione di correlazione tra gli stati iniziale e successivi del campione durante la prova: nel caso di materiali con superficie liscia è necessario, mediante verniciatura, creare tale tessitura. Nel caso in esame invece i pori stessi della schiuma creavano la variabilità di toni necessaria. La superficie inquadrata cessa però di essere perfettamente piana, a causa della profondità dei pori: questi hanno diametro medio stimato di 3 mm. Tenendo conto della disposizione della fotocamera (circa 500 mm dal campione), l'errore risultante può essere in prima approssimazione trascurato: infatti, lo stesso spostamento, rilevato alla distanza nominale (500 mm) e a una alterata di 3 mm (dimensione media del diametro poro), è letto dal sensore CCD con una variazione relativa minore dell'1%.

Per applicare tale tecnica si sono acquisite immagini del campione durante l'esecuzione della prova, ad intervalli di tempo di 5 secondi. Con la velocità di deformazione imposta (incremento di freccia pari a 2 mm al minuto) le immagini successive differiscono per 0,167 mm di abbassamento del campione; questa risoluzione è sufficiente a documentare le varie fasi della prova, compresa quella iniziale a comportamento elastico che è piuttosto breve. Al termine della prova le immagini possono essere elaborate senza necessità di ulteriori trattamenti: il metodo è infatti relativamente poco sensibile a variazioni complessive di luminosità ambientale. L'unico requisito essenziale che è stato necessario soddisfare è quello di evitare l'illuminazione diretta della superficie in esame del campione. Nella Figura 28 si mostra una fase intermedia dell'elaborazione effettuata dal software: i punti in verde rappresentano la disposizione iniziale (griglia) dei marker (centri delle aree di correlazione) e in rosso sono rappresentate le posizioni degli stessi nell'immagine visibile.

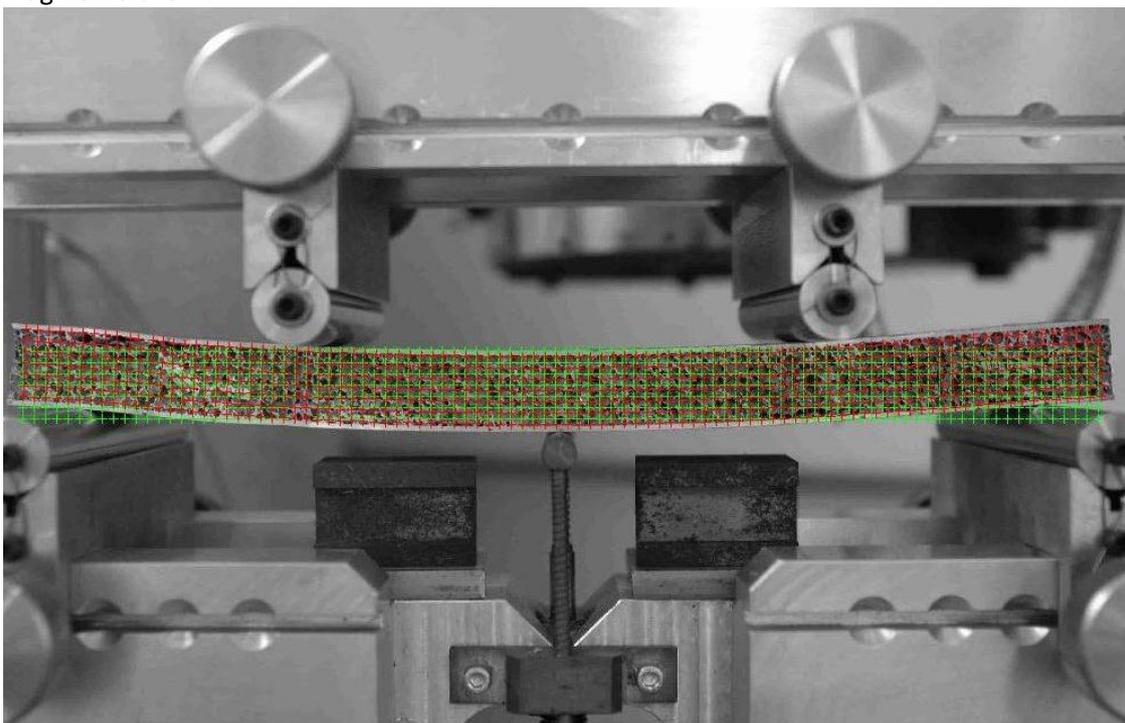


Figura 28: Elaborazione DIC in corso di esecuzione

Il software produce per ciascuna immagine della sequenza data la lista delle posizioni dei marker nel sistema di riferimento dell'immagine (x- e y-pixel).

Applicazioni della tecnica DIC ai test di flessione

Mediante DIC sono stati quindi acquisiti gli spostamenti della faccia laterale di alcuni campioni di pannello AFS, tal quale, durante le prove di flessione a quattro punti.

L'analisi è stata eseguita con una griglia di marker con passo 30 pixel, nelle due direzioni x e y. La risoluzione delle immagini prodotte dalla foto camera è 3008×1960 pixel e, con l'inquadratura adottata, si hanno 7,3 pixel circa per millimetro. La definizione degli assi coordinati x e y rispecchia la convenzione comunemente adottata nella grafica al computer:

- x orizzontale, positivo verso destra;
- y verticale, positivo in basso;
- origine nel vertice sinistro, alto.

Il software utilizzato, precedentemente presentato, fornisce la posizione dei marker, nelle foto successive alla prima, che fa da riferimento iniziale. E' quindi possibile produrre diagrammi di vario tipo, degli spostamenti e delle deformazioni, lungo gli assi x e y. Le deformazioni sono calcolate effettuando il *fitting* lineare degli spostamenti, rispetto alle coordinate: la pendenza della retta trovata fornisce il valore della deformazione. Ciò equivale a calcolare i valori:

- $\varepsilon_x = \frac{\partial u_x}{\partial x}$
- $\varepsilon_y = \frac{\partial u_y}{\partial y}$

La procedura è funzionale ai dati nel senso che tende a ridurre l'effetto delle incertezze di misura. Non è disponibile un comando specifico per estrarre la deformazione di scorrimento

- $\gamma_{xy} = \frac{\partial u_x}{\partial y} + \frac{\partial u_y}{\partial x}$

il software comunque è di tipo *open source* e consente di aggiungere liberamente funzioni nuove o anche di modificare quelle esistenti e quindi eventuali limitazioni possono essere superate con un certo lavoro di programmazione, in ambiente Matlab o altro, a scelta dell'utente (i *file* dati sono facilmente accessibili in formato testo).

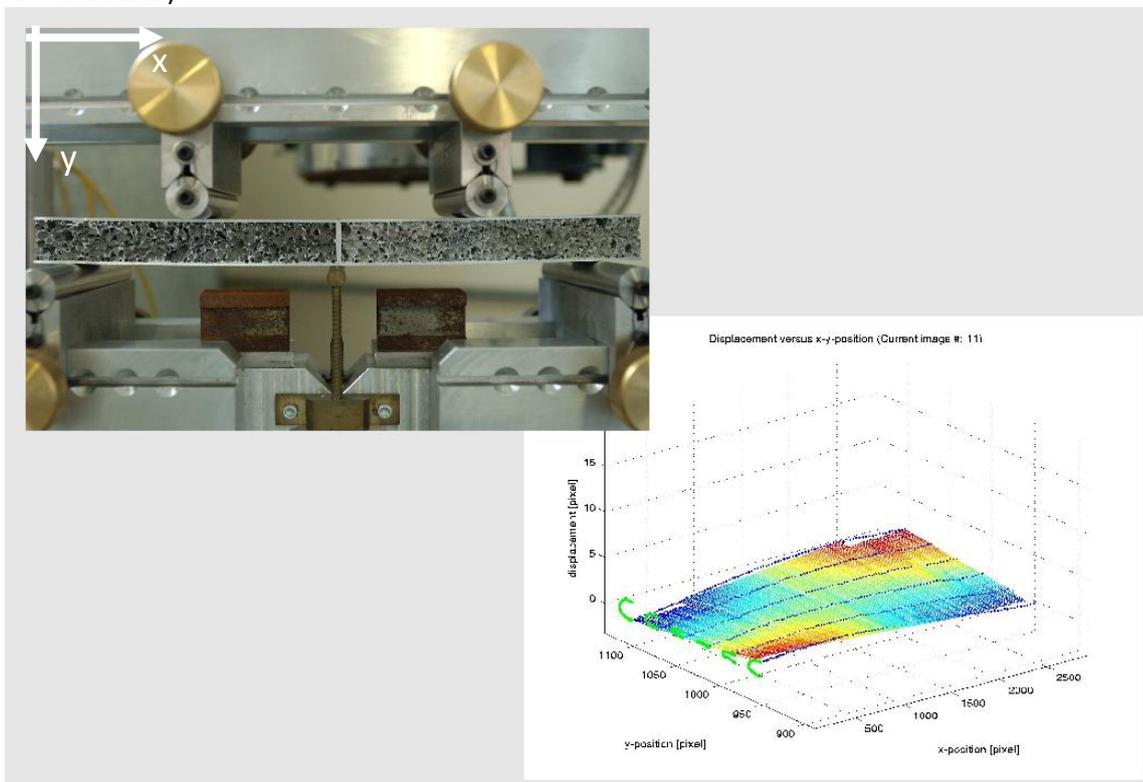


Figura 29: spostamenti lungo x, fase iniziale della prova

A titolo di esempio della presentazione dei dati di spostamento ricavati da una prova, si considerino alcuni diagrammi relativi allo spostamento lungo x di un campione (del tipo con saldatura, ma ciò non toglie generalità alle osservazioni). La griglia di calcolo (*marker*) ricopre tutta la parte visibile del campione; i punti sono mostrati nei diagrammi a destra, nelle figure, seppure con un rapporto di forma (x/y) alterato per ragioni di rappresentazione. L'elevazione è proporzionale allo spostamento considerato e i colori utilizzati sono relativi al singolo diagramma per cui non è possibile un confronto diretto in base ad essi solamente. I punti in verde sono le proiezioni dei marker, che facilitano una valutazione d'insieme. Nella Figura 29 il provino presenta un andamento antisimmetrico dello spostamento orizzontale, coerente con la deformazione da flessione. Nella Figura 30 gli spostamenti sono maggiori ma non si evidenzia ancora un qualche danneggiamento del provino.

Subito dopo (Figura 31) si verifica l'apertura di una estesa cricca nella schiuma, nella zona di sinistra (sollecitata a taglio); la frattura non è evidente a un esame superficiale dell'immagine, ma il grafico dello spostamento lungo x ne mostra l'effetto in modo chiaro:

- l'andamento del diagramma comincia a mostrare una evidente irregolarità, legata al fatto che i marker immediatamente sopra e sotto la cricca sono ora liberi di muoversi in maniera (parzialmente) indipendente;
- tutto il diagramma è traslato verso l'alto poiché, per effetto del cedimento locale del provino, l'attrezzo di carico (che è incernierato in alto, per garantire la corretta ripartizione della spinta) ha ruotato in senso antiorario e il campione ha traslato in direzione x positiva.

Nel proseguo della prova l'andamento degli spostamenti mostra in modo via via più "drammatico" gli effetti della frattura che diventa altresì evidente anche nelle foto del campione (Figura 32)

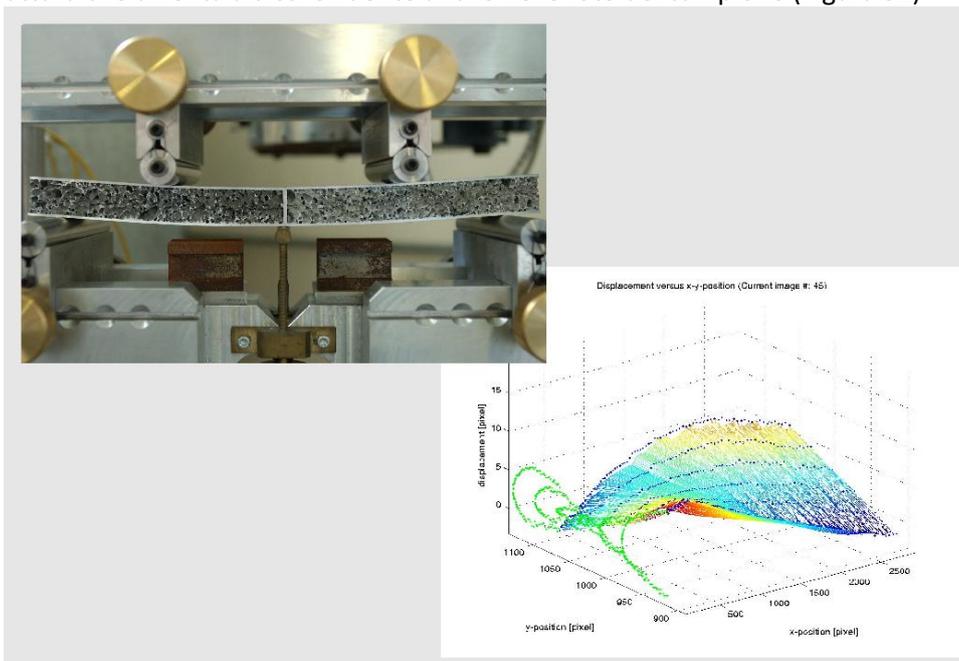


Figura 30: immagine immediatamente precedente la frattura

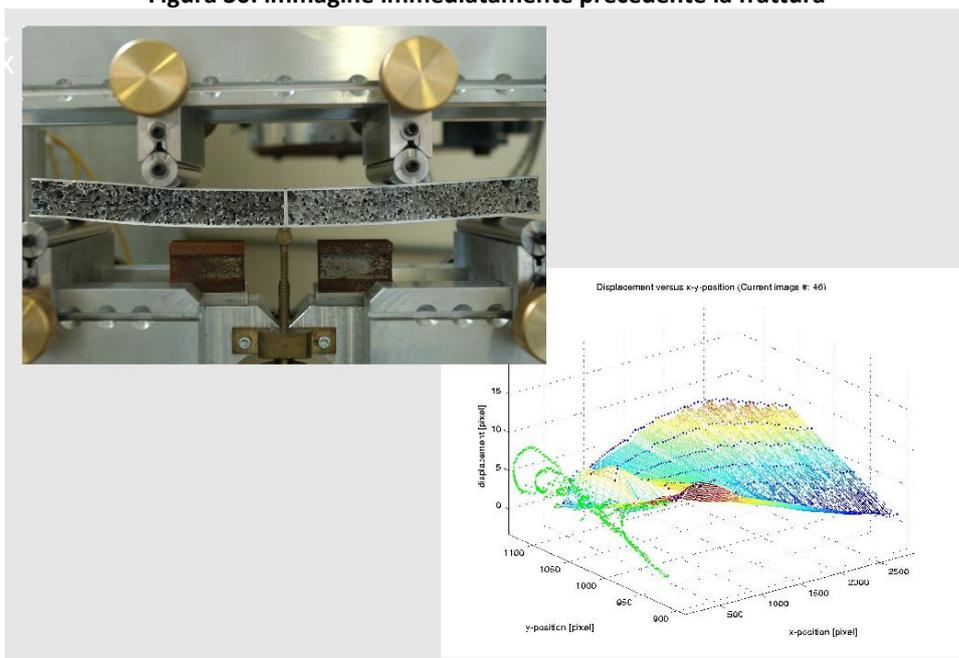


Figura 31: spostamenti lungo x subito dopo la frattura nella schiuma

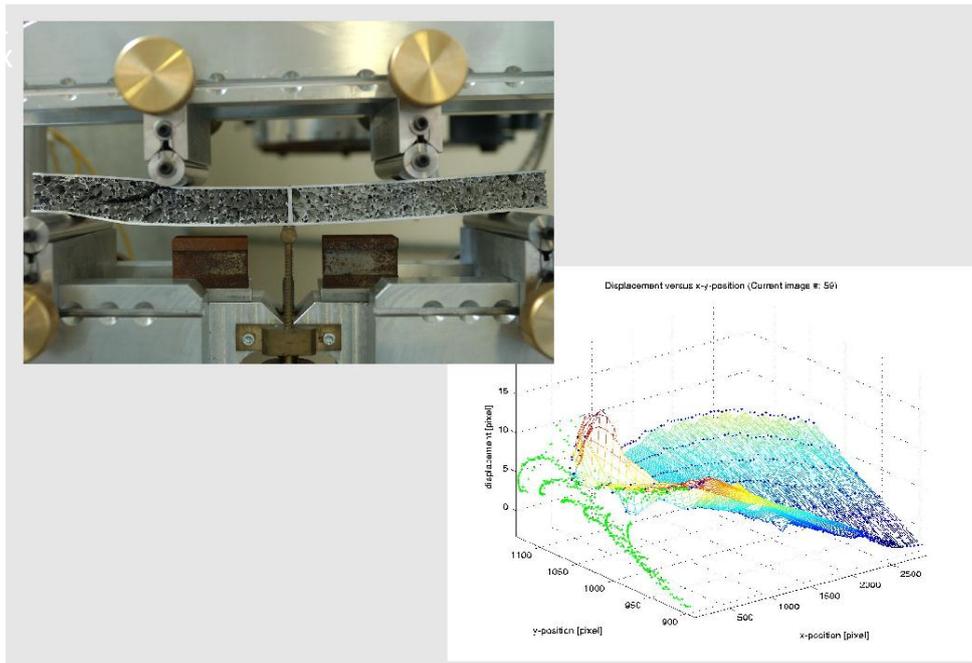


Figura 32: stadio più avanzato di danneggiamento del campione

Passando a considerare i diagrammi delle deformazioni, questi sono in genere piuttosto irregolari, come è ragionevole attendersi, considerando il tipo di superficie del campione, che è costituita in massima parte dalla schiuma di alluminio ed è quindi tutt'altro che continua. Per estrarre informazioni di più diretta interpretazione si è proceduto a elaborare in maniera leggermente diversa i dati, con particolare riguardo a:

- deformazione da scorrimento (nelle regioni con taglio diverso da zero);
- deformazione da flessione (nella parte centrale del campione).

Per quanto riguarda lo scorrimento, esso è valutato come differenza tra la deformazione lineare in due direzioni perpendicolari, come giustificato dal cerchio di Mohr delle deformazioni (Figura 33).

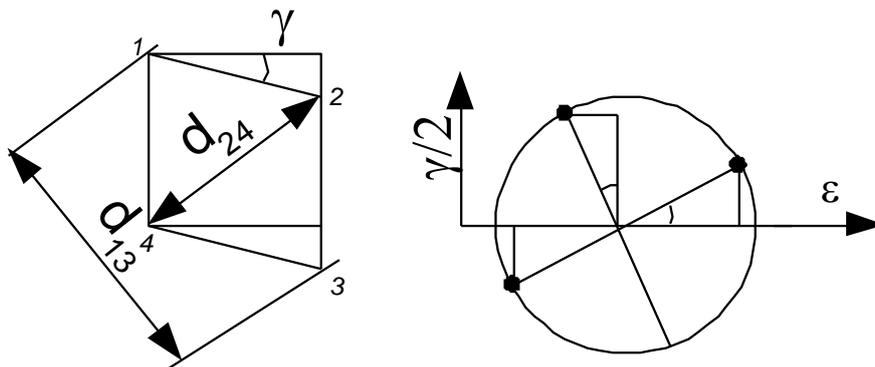


Figura 33: rilievo della componente di deformazione di scorrimento

Preso a riferimento una parte del pannello compresa tra un appoggio e il punzone ad esso vicino, si sono definiti quattro insiemi di 4 marker adiacenti (Figura 34) posti ai vertici di una regione quadrata.

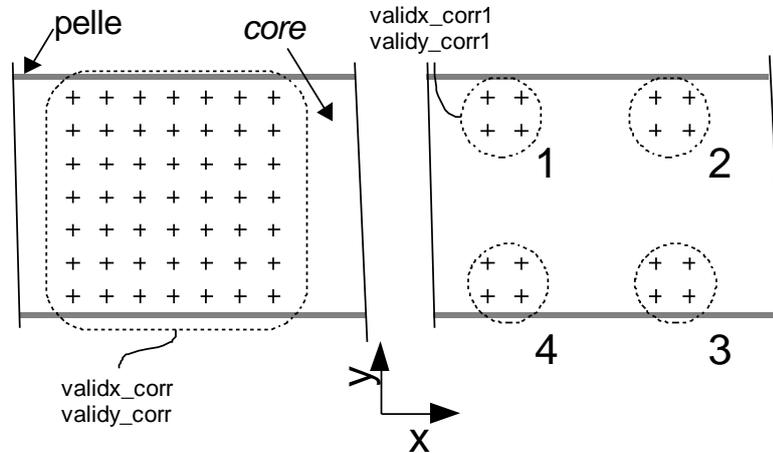


Figura 34: gruppi di marker per il calcolo dello scorrimento

Le quantità d_{13} e d_{24} sono rispettivamente le distanze tra i "baricentri" dei gruppi 1, 3 e 2, 4. Lo scorrimento è quindi dato dalla differenza delle diagonali divisa per il suo valore iniziale

$$\gamma_{xy} = \frac{d_{13} - d_{13}^0}{d_{13}^0} - \frac{d_{24} - d_{24}^0}{d_{24}^0} = \frac{d_{13} - d_{24}}{d^0}$$

I calcoli sono svolti in pixel, confidando in un uguale rapporto di conversione, nelle due direzioni, tra dimensioni fisiche e dimensioni immagine, cosa che può comunque essere verificata conoscendo le dimensioni del campione e leggendo quelle dell'immagine. Con le posizioni successivamente assunte dai marker considerati si può quindi risalire alla deformazione di scorrimento (γ) nel corso della prova. Nella Figura 35 la γ è messa in relazione (valori assoluti) con lo sforzo di taglio, dato da

$$\tau = \frac{P/2}{b(c+t)}$$

Le due curve si riferiscono a parti diverse del provino, a destra e a sinistra della mezzeria (Figura 37) in cui è presente lo stesso taglio ma si hanno deformazioni diverse. La zona a sinistra, che è quella in cui si verifica la frattura, appare più cedevole fin dall'inizio (Figura 36) e presenta una maggiore duttilità. Le curve sono tracciate fino al momento della frattura, dopo di che risulta più difficile sia seguire gli spostamenti (almeno a sinistra) sia valutare le forze in quanto l'attrezzatura di prova ha una sensibile rotazione.

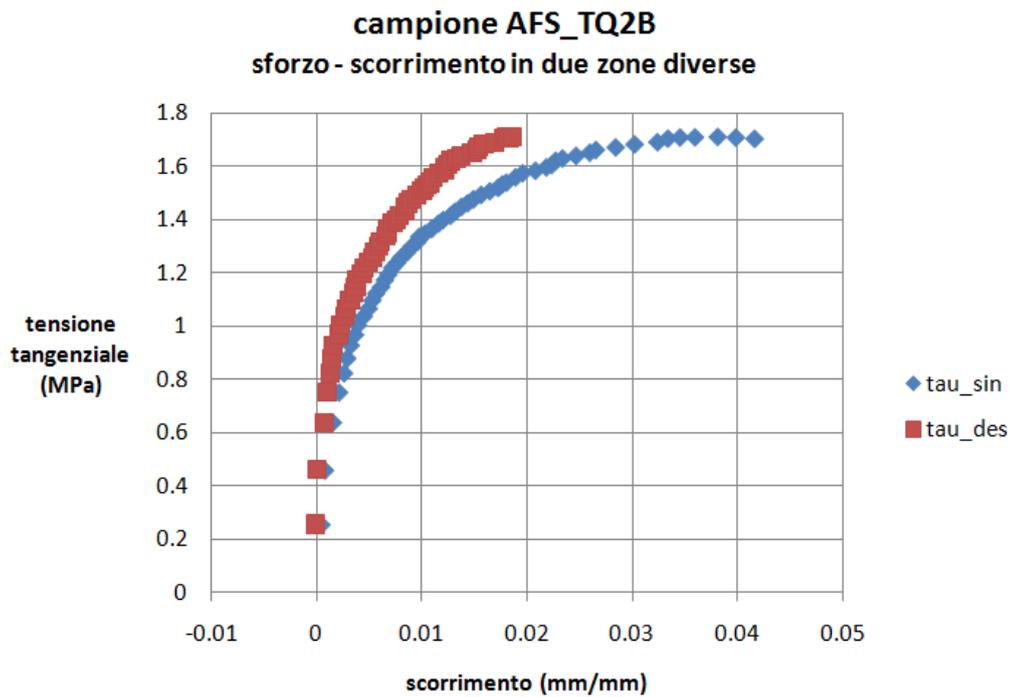


Figura 35: andamento dello sforzo di taglio durante la prova

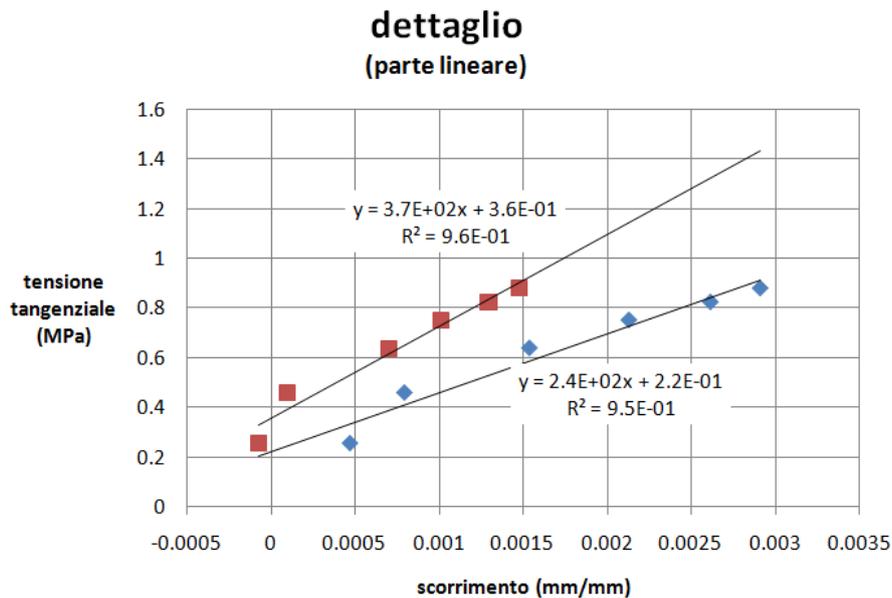


Figura 36: dettaglio curva scorrimento

La forma delle curve è simile a quella rilevata in altri lavori come [11]. Il valore limite del carico (1,7 MPa circa) equivarrebbe, secondo il criterio indicato in [4] a una tensione limite a trazione $\sigma = 1,5 \tau$ cioè 2,5 MPa circa. Il valore medio del modulo di elasticità tangenziale, 305 MPa, è compatibile (ipotizzando $\nu=0,3$) con un valore del modulo E pari a circa 800 MPa, in linea con quanto rilevato nella prova di compressione.

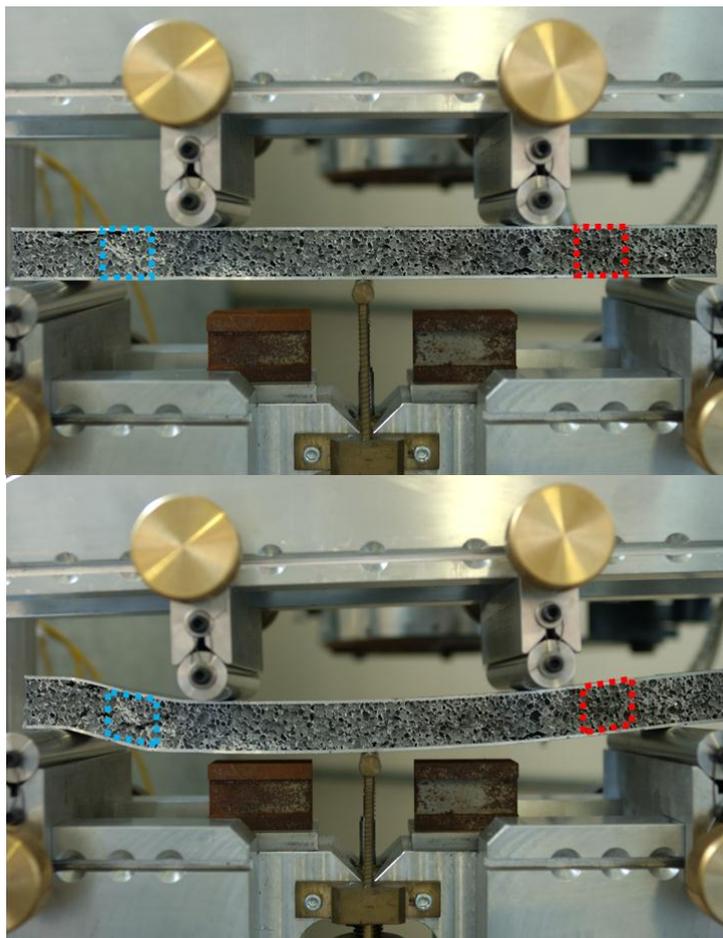


Figura 37: regioni utilizzate per il rilievo dello scorrimento

La diversità di comportamento tra zone diverse del pannello è da mettersi probabilmente in relazione con le disomogeneità di densità della schiuma evidenziate dai controlli non distruttivi (RX e ultrasuoni) nonché con la presenza di “difetti” intesi come zone di coalescenza di bolle e bande di collasso delle stesse.

I diagrammi di Figura 35 come già detto, sono più che altro indicativi di differenze di comportamento in zone diverse del materiale che costituisce il core: essi devono essere quindi valutati criticamente e non sono sostitutivi di un’effettiva prova di taglio sulla schiuma. Il motivo è l’influenza delle pelli, che assorbono un’aliquota variabile dell’azione di taglio. Questo punto richiede un breve approfondimento, nel corso del quale si esaminerà anche il meccanismo di collasso del pannello sandwich nella prova di flessione.

Inizialmente, e fino a quando il core si comporta linearmente, il diagramma dello sforzo tangenziale, che si ottiene applicando [12] la formula di Jourawski, è approssimato abbastanza fedelmente da un andamento lineare nelle pelli e costante nel core: in [2] questa condizione è denominata "antiplane core", ed è convenzionalmente riscontrata quando si verifica che

$$\frac{E_f t}{E_c c} \left(\frac{d}{c}\right) > 25$$

Tale relazione implica che il rapporto tra i valori massimo e minimo di τ nel core sia pari a uno, con un errore minore dell’1%. In realtà nel caso presente la condizione non è verificata rigorosamente ma, andando a valutare il rapporto si trova un errore del 5% circa, che si può considerare accettabile

$$1 + \frac{E_c}{E_f} \frac{1}{4} \frac{c^2}{t d} = 1 + \frac{1000}{70000} \frac{1}{4} \frac{26,6^2}{1,7 \times 28,3} = 1,05$$

Ammettere che lo sforzo tangenziale nel core sia costante, equivale a trascurare il contributo della schiuma alla rigidezza a flessione.

Il valore (costante) di τ nel core è quindi dato dal quoziente

$$\frac{T E_f t d}{D 2} \cong \frac{T}{b d}$$

(l'ulteriore approssimazione è giustificata dal relativamente piccolo contributo del momento di inerzia delle pelli rispetto al loro asse medio).

Al crescere del taglio però è evidente che la τ non potrà superare il valore limite della schiuma e quindi sarà necessaria una redistribuzione dello sforzo tangenziale, con un sovraccarico delle pelli, secondo lo schema qualitativo della Figura 38.

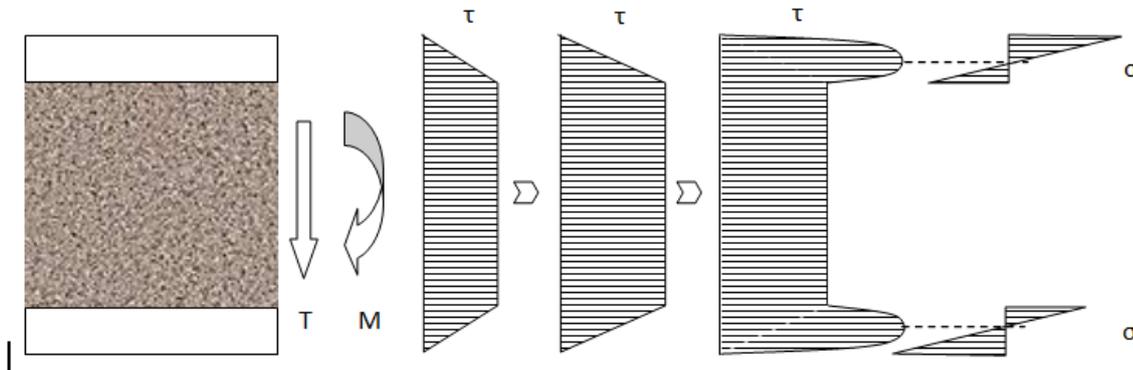


Figura 38: andamento tensione tangenziale all'aumentare del carico applicato

Nelle pelli la τ assume un andamento parabolico, con un massimo, in corrispondenza del quale, per l'equilibrio del concio, si ha il cambio di segno dello sforzo normale (legato al momento applicato). Il comportamento del sandwich passa quindi, dalla completa collaborazione iniziale tra le pelli (cui corrisponde la massima rigidezza) a un'azione pressoché indipendente delle stesse: si ha quindi una drastica riduzione della rigidezza e un forte sovraccarico delle lamiere, in cui si sviluppano sforzi normali fuori progetto che determinano, al crescere del carico applicato, la formazione di cerniere plastiche [11], come è visibile dalle foto dei pannelli a fine prova (cerchiate in rosso nella Figura 39).

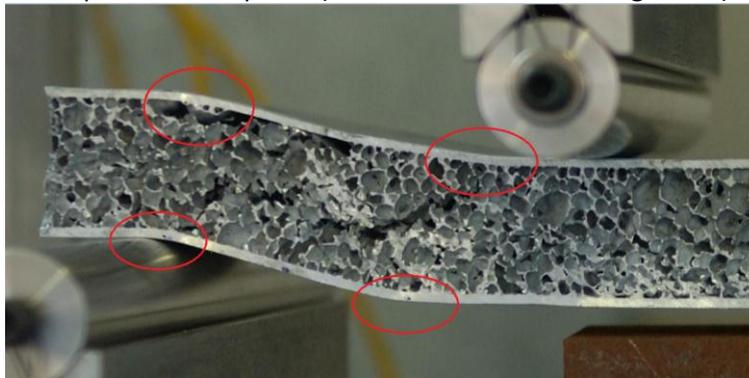


Figura 39: formazione di cerniere plastiche

Tra i due comportamenti "limite" sono possibili stadi intermedi, con parziale collaborazione tra le pelli, mediata da un core già danneggiato, ma ancora in grado di trasmettere una parte sostanziale del taglio applicato. Nei diagrammi delle prove di flessione è evidente infatti un andamento bi-lineare, prima dell'effettivo cedimento, che non è spiegabile se si calcola lo sforzo normale con le relazioni sopra introdotte (ASTM C393) in quanto la tensione di snervamento delle pelli è nettamente superiore alla σ nominale. Il cambio di pendenza della curva carico-freccia è più probabilmente dovuto alla minore collaborazione tra le pelli a causa dello snervamento in atto della schiuma, secondo il meccanismo sopra accennato.

Un'elaborazione simile a quella effettuata per lo "scorrimento", è stata fatta per ricavare la curvatura del sandwich, a partire dagli spostamenti dei *marker*.

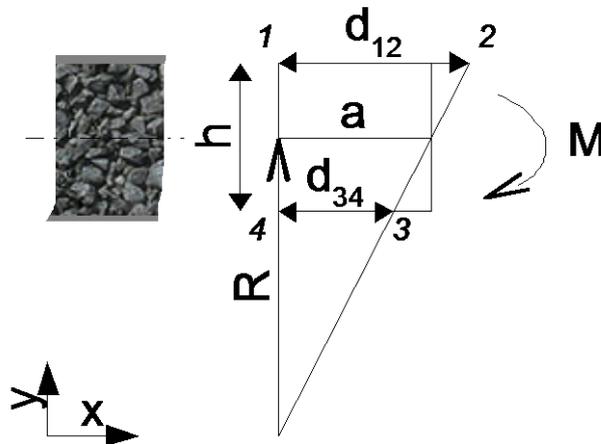


Figura 40: geometria nella deformazione da flessione

Selezionando gruppi di punti ai vertici di una regione rettangolare si valuta la curvatura seguendo la deformazione dell'elemento mostrato nella Figura 40. La geometria suggerisce la similitudine

$$\frac{d_{12} - d_{34}}{h} = \frac{a}{R}$$

quindi la curvatura è

$$\frac{1}{R} = \frac{d_{12} - d_{34}}{h a}$$

in cui h e a sono rispettivamente altezza e base della regione considerata. Il calcolo è condotto in pixel e il valore risultante deve essere riportato in millimetri, moltiplicandolo per il fattore di conversione che è 7,3 pixel al millimetro. Si è quindi ricostruito l'andamento della curvatura nella regione centrale (mezzeria) dei campioni AFS_TQ2B e AFS_TQ1B mettendolo in relazione con il momento flettente che è dato da

$$M = \frac{P l - s}{2} \frac{P l - s}{2}$$

(P : carico complessivo, l : luce tra gli appoggi, s : distanza tra i punzoni)

La Figura 41 riassume i risultati: è evidente la differenza tra il provino estratto dal sandwich parallelamente alla direzione di laminazione dello stesso (TQ1B) e l'altro. Il comportamento dei due campioni è comunque simile:

- si ha una prima fase lineare, in cui il momento cresce proporzionalmente alla curvatura ($1/R = M/D$); la rigidezza flessionale D , valutata interpolando i primi punti dei grafici, è $2,8 \cdot 10^9$ e $2,4 \cdot 10^9$ N mm² rispettivamente per AFS_TQ1B e AFS_TQ2B;
- arrivati a un livello caratteristico di sollecitazione, diverso nei due casi, si ha la transizione a un comportamento non lineare con "incrudimento";
- arrivati al carico massimo, in cui si ha il cedimento della schiuma (nelle regioni sollecitate a taglio), si assiste sostanzialmente allo scarico della sezione centrale, che procede con pendenza paragonabile a quella iniziale; si ha cioè un recupero elastico e quindi non si registra un danneggiamento sensibile.

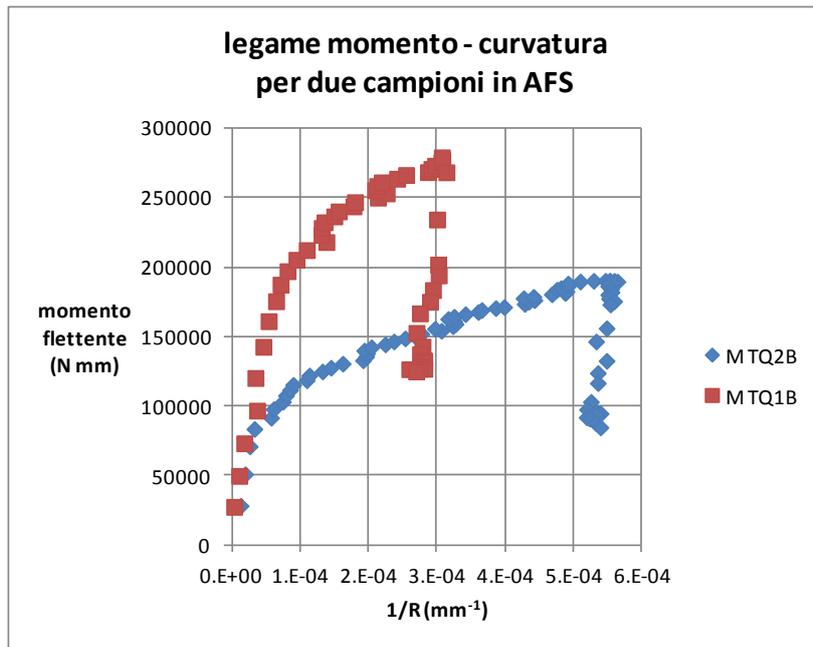


Figura 41: legame momento – curvatura per campioni estratti in direzioni diverse dal pannello AFS

Lo spostamento dello stesso gruppo di *marker* utilizzato per ricavare la curvatura del provino (nella zona centrale), fornisce anche indicazioni sulla distribuzione nello spessore della deformazione. Il diagramma seguente infatti è ottenuto valutando ϵ_x a varie profondità: le diverse serie di dati si riferiscono ad altrettante file di marker disposti orizzontalmente.

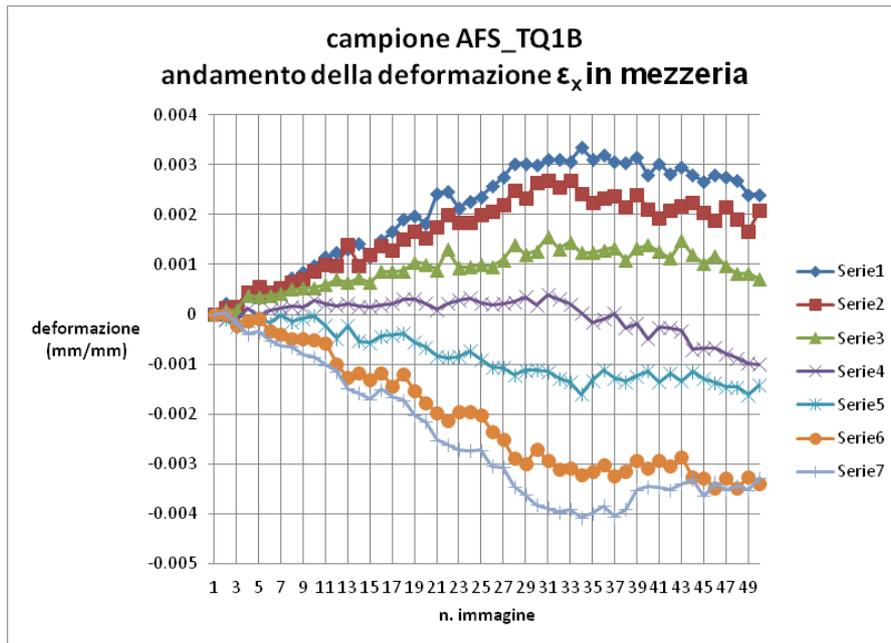
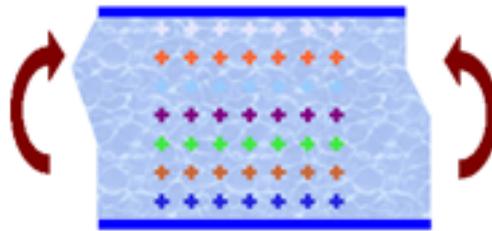


Figura 42: deformazione assiale

Si nota un andamento piuttosto regolare della deformazione, che cambia segno nelle vicinanze dell'asse neutro (serie 4) e cresce fino al carico massimo in cui si ha il cedimento del *core*, lateralmente (immagini 33-35): la deformazione, così come la curvatura, è proporzionale alla freccia imposta dal programma di carico, almeno fino al momento della rottura. Andando ad esaminare l'andamento di ϵ_x nello spessore, a due diversi livelli di carico, si nota un profilo più o meno lineare, con una leggera deviazione agli estremi: questa può essere dovuta ad una non perfetta collaborazione tra facce del pannello e *core* o a un effetto di bordo cioè un irrigidimento locale della schiuma nei pressi delle pelli [13].

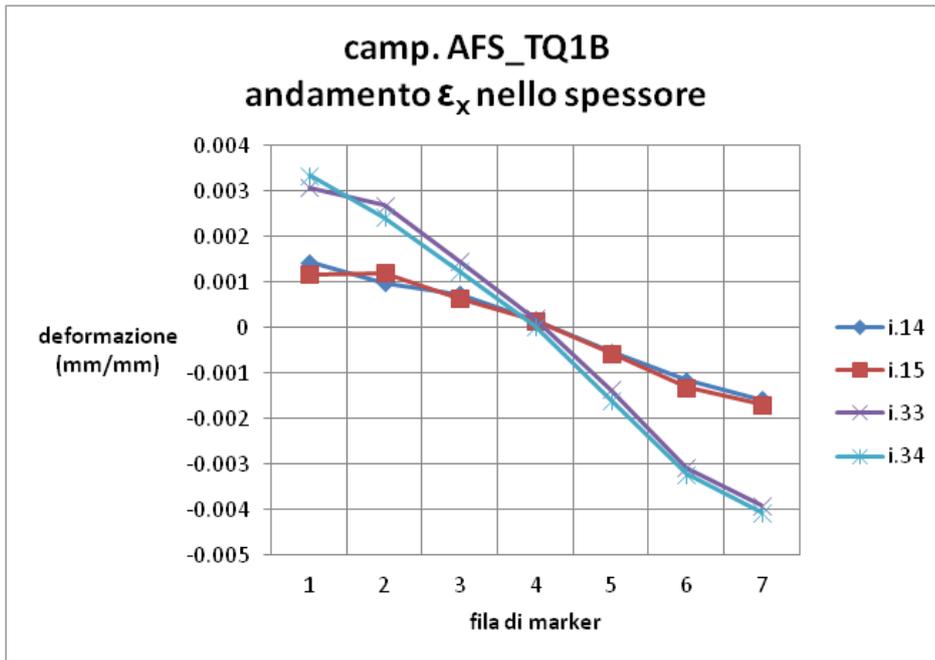


Figura 43: Profili di deformazione a due diversi livelli di carico

Per verificare la validità del rilievo di deformazione effettuato mediante l'analisi delle immagini, si è valutata la curvatura della regione centrale del campione AFS_TQ2B sulla base delle deflessioni. Dalla geometria di Figura 44

$$f_1 = R - R \cos \alpha$$

$$c = 2 R \sin \alpha$$

si ricava, per R grande

$$\frac{1}{R} = 8 \frac{f_1}{c^2}$$

Il valore f_1 è la differenza tra l'abbassamento al centro e quello sotto i punzoni: il primo è letto dal sensore LVDT mentre l'altro è rilevato direttamente dalla macchina di prova (posizione traversa). La corrispondenza è abbastanza buona, in quanto la curvatura così calcolata è il 90% di quella valutata con DIC (coefficiente di correlazione $R^2=1,00$) (Figura 46). Il diagramma della flessione (Figura 45) è naturalmente simile a quello già presentato (Figura 41)

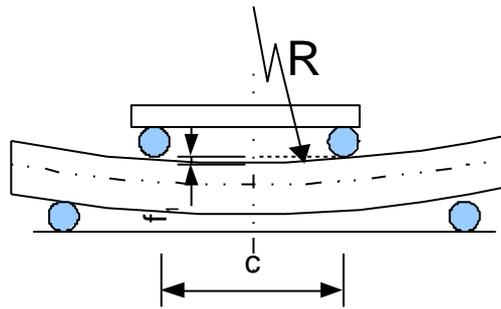


Figura 44: curvatura in mezzeria

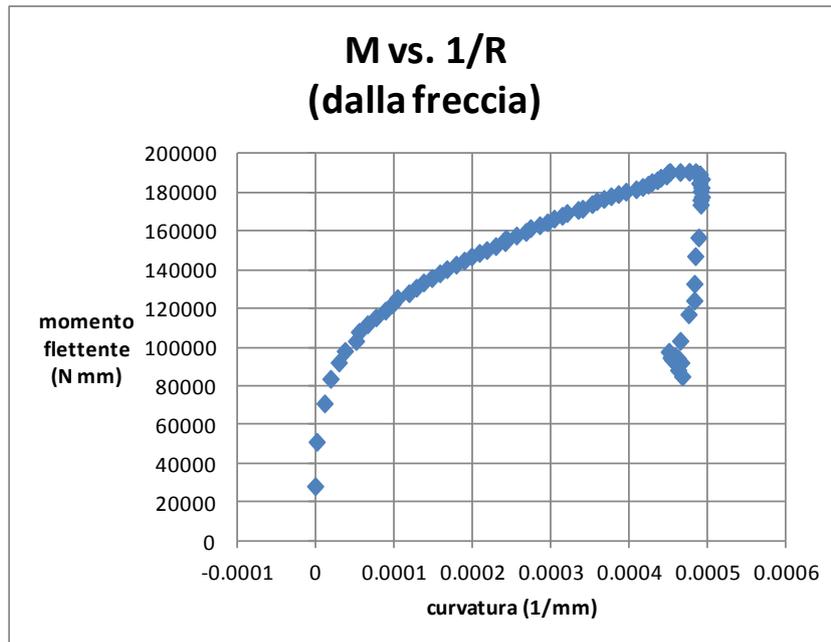


Figura 45: momento in funzione della curvatura in mezzeria (valutata dalla freccia) per AFS_TQ2B

Si conclude quindi che la tecnica DIC è efficace nel dare una valutazione media dello stato di deformazione, in una situazione particolare come la presente, in cui cioè si ha uno stato tensionale piuttosto regolare ma solo in media, in quanto il materiale (la schiuma) è estremamente disomogeneo.

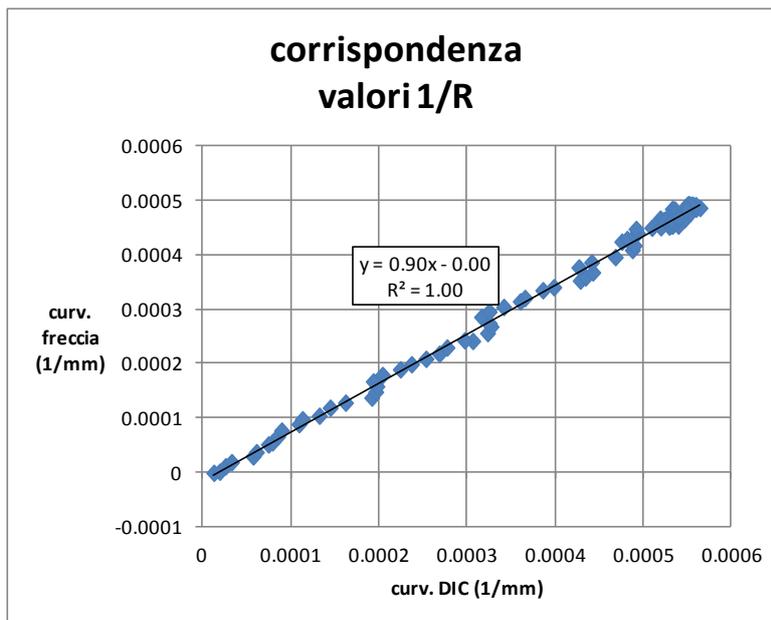


Figura 46: confronto tra le curvatures calcolate nei due modi.

Conclusioni sulla caratterizzazione meccanica di pannelli AFS

Le analisi fatte sono servite per conoscere più dettagliatamente le caratteristiche fisiche di questi materiali, e le loro potenzialità.

Inoltre, visto che i pannelli AFS vengono utilizzati per applicazioni in cui si richiede essenzialmente una resistenza alla sollecitazione di flessione, possiamo concludere che la prova di flessione a quattro punti, è quella attraverso la quale è possibile ricavare l'indice prestazionale per la qualifica della saldatura dei pannelli AFS.

Facendo la media dei valori delle σ trovate nelle prove fatte (escludendo quella del campione TQ1, il cui lato maggiore è parallelo alla direzione di laminazione), si ottiene:

$\sigma = 83.6$ MPa, con una deviazione standard di 4 MPa, la resistenza a compressione è di circa 4 MPa. Il modulo di elasticità può essere posto a pari a 800 MPa con il modulo di Poisson = 0,3. Va tenuto in considerazione che la resistenza nella direzione di laminazione è sostanzialmente più elevata. Tuttavia va considerato che il comportamento elastico in prove di flessione è mantenuto mediamente fino a 25 MPa di tensione nelle pelli e 0.5 MPa di taglio nel core.

I risultati relativi alla caratterizzazione a flessione dei giunti saldati, sollecitati nella direzione di massima resistenza hanno mostrato quasi sempre rottura nel core e non nella giunzione se non in un caso limite in cui la rottura nella ZTA è avvenuta al di sopra dei limiti previsti dall'EUROCODICE 9 (> 140 MPa per una lega AA6060 saldata) per la particolare lega trattata.

CAPITOLO3

Scelta e progettazione di un componente modulare per il settore trasporti in AFS

Introduzione

Questa parte del lavoro si è avvalsa della consulenza del Consorzio CALEF nell'ambito di un contratto di ricerca mirato all'individuazione di un componente per mezzi di trasporto collettivi da realizzare con Aluminum Foam Sandwich (AFS) e tecnologie di giunzione innovative rispetto ai componenti realizzati più comunemente in acciaio/leghe di alluminio e saldatura ad arco.

In particolare, è stato individuato un componente tipo, modula rizzabile, ed è stato verificato in accordo agli standard dello specifico settore ferroviario sia in termini di resistenza meccanica sia in termini di resistenza in caso di incendio. Lo stesso componente è stato riprogettato, mediante calcolo agli elementi finiti fermo restando l'obiettivo di omologazione anche in termini di resistenza alla fiamma, mediante l'impiego di AFS.

L'ottimizzazione sul componente in AFS è stata effettuata sulla base delle resistenze e rigidità nominali tabellate per questo tipo di materiali. Tuttavia, le considerazioni finali sui dati forniti del calcolo sono state confrontate con i dati di resistenza reale dei pannelli caratterizzati da sulla base di reali test di flessione/compressione.

Individuazione di una tipologia di vettore per il trasporto collettivo

Il vettore di trasporto individuato è quello ferroviario. Visto infatti il crescente sviluppo all'interno del settore ferroviario dei treni ad Alta-Velocità/Alta-Capacità (AV/AC) questo settore sembra prestarsi perfettamente all'utilizzo di materiali nuovi con caratteristiche di leggerezza e resistenza come i sandwich con anima in schiuma d'alluminio. Per questo tipo di convogli infatti la riduzione di peso della cassa, viste le elevate velocità in esercizio, rappresenta un obiettivo fondamentale. La riduzione di peso rappresenta altresì un obiettivo importante anche per i treni di carattere regionale specie in ottica di risparmio energetico.

Elenco delle normative di progettazione e regolamenti di omologazione

- **DIRETTIVA 2008/57/CE** del Parlamento Europeo e del Consiglio del 17 giugno 2008 relativa all'interoperabilità del sistema ferroviario comunitario.
- **Disposizione n. 01/2003** Disposizione per i requisiti normativi regolamentari e tecnici del materiale rotabile.
- **Disposizione n. 30/2007** Modifiche e integrazioni alla Disposizione 01/2003 recante i requisiti normativi, regolamentari e tecnici del materiale rotabile
- **RFI TCCS PR OR 01 001 A** Procedura operativa funzionale per l'omologazione sulla Rete Ferroviaria Italiana del materiale rotabile.
- **UNI CEI 11170-1:2005** Veicoli ferrotranviari - Linee guida per la protezione al fuoco dei veicoli ferrotranviari ed a via guidata - Principi generali.
- **UNI CEI 11170-2:2005** Veicoli ferrotranviari - Linee guida per la protezione al fuoco dei veicoli ferrotranviari ed a via guidata - Accorgimenti progettuali - Misure di contenimento dell'incendio - Sistemi di segnalazione, controllo ed evacuazione
- **UNI CEI 11170-3:2005** Veicoli ferrotranviari - Linee guida per la protezione al fuoco dei veicoli ferrotranviari ed a via guidata - Valutazione del comportamento al fuoco dei materiali - Limiti di accettabilità.
- **EN 12663-1:2010** Applicazioni ferroviarie - Requisiti strutturali delle casse dei rotabili ferroviari - Parte 1: Locomotive e materiale rotabile per passeggeri (e metodo alternativo per i carri merci).
- **EN 12663-2:2010** Applicazioni ferroviarie - Requisiti strutturali delle casse dei rotabili ferroviari - Parte 2: Carri merci.

- **EN 14363:2005** Applicazioni ferroviarie - Prove per l'accettazione delle caratteristiche di marcia dei veicoli ferroviari - Prove di comportamento dinamico e statico.
- **EN 15663:2009** Applicazioni ferroviarie - Definizione delle masse di riferimento dei veicoli.
- **UNI CEI CEN/TS 45545-1:2009** Applicazioni ferroviarie - Protezione al fuoco per i rotabili ferroviari - Parte 1: Generalità.
- **UNI CEI CEN/TS 45545-2:2009** Applicazioni ferroviarie - Protezione al fuoco per i rotabili ferroviari - Parte 2: Requisiti per il comportamento al fuoco di materiali e componenti.
- **UNI CEI CEN/TS 45545-3:2009** Applicazioni ferroviarie - Protezione al fuoco per i rotabili ferroviari - Parte 3: Requisiti di resistenza al fuoco per barriere e partizioni.
- **UNI CEI CEN/TS 45545-4:2009** Applicazioni ferroviarie - Protezione al fuoco per i rotabili ferroviari - Parte 4: Requisiti per la sicurezza al fuoco nella progettazione dei veicoli ferroviari.
- **UNI CEI CLC/TS 45545-5:2009** Applicazioni ferroviarie - Protezione al fuoco per i rotabili ferroviari - Parte 5: Requisiti di sicurezza al fuoco per le apparecchiature elettriche comprese quelle dei filobus, degli autobus a via guidata e dei veicoli a levitazione magnetica
- **UNI CEI CEN/TS 45545-6:2009** Applicazioni ferroviarie - Protezione al fuoco per i rotabili ferroviari - Parte 6: Sistemi di gestione e di controllo degli incendi.
- **UNI CEI CEN/TS 45545-7:2009** Applicazioni ferroviarie - Protezione al fuoco per i rotabili ferroviari - Parte 7: Requisiti per la sicurezza al fuoco nella installazione di liquidi e gas infiammabili.

Sintesi della procedura operativa di omologazione

RFI TCCS PR OR 01 001 A Procedura operativa funzionale per l'omologazione sulla Rete Ferroviaria Italiana del materiale rotabile.

Le attività necessarie per l'omologazione del materiale rotabile per il servizio sulla rete ferroviaria italiana è disciplinata dalla presente procedura, in conformità alla disposizione del gestore infrastruttura n° 01/2003 "Disposizioni per i requisiti normativi regolamentari e tecnici del materiale rotabile".

Le attività del processo di omologazione si riferiscono alle tipologie di seguito descritte:

1. Rotabili di nuova costruzione;
2. Rotabili già circolanti su altre infrastrutture;
3. Rotabili certificati conformi alle STI AV;
4. Rotabili appartenenti alle ferrovie ex-concesse o ex-GCG;
5. Rotabili già omologati ma modificati.

In particolare, per quanto riguarda la **modifica di rotabili già omologati** la normativa stabilisce che l'introduzione di qualsiasi modifica che alteri in tutto o in parte una o più delle caratteristiche riscontrate all'atto della omologazione, o che comunque alteri le caratteristiche tecniche e funzionali previste dalla disposizione n° 01/2003, dovrà essere comunicata al Gestore dell'Infrastruttura (GI), specificando se tali modifiche interessano gli organi di sicurezza definiti nella stessa disposizione. Analoga comunicazione dovrà essere eseguita per i mezzi di trazione qualora siano introdotte modifiche al software rispetto a quello utilizzato nelle condizioni di esercizio dei rotabili.

Nel caso in cui le **modifiche** interessino **organi non di sicurezza**, dovrà essere trasmessa a CESIFER (S.O. Certificazione Sicurezza Imprese Ferroviarie) la documentazione tecnica indicata nell'allegato 3 della disposizione n° 01/2003 e relativa alle modifiche apportate, ordinata secondo i riferimenti previsti dallo stesso allegato e suddivisa in singoli dossier, nonché l'elenco di tutta la documentazione allegata alla stessa, redatto secondo quanto indicato nell'allegato B. Una volta ricevuta la documentazione, CESIFER attribuirà al rotabile modificato un codice che identifichi la nuova versione aggiornata; il rotabile sarà considerato capostipite di una nuova serie.

Nel caso in cui le **modifiche** interessino gli **organi di sicurezza**, così come previsto all'articolo 3 della disposizione n° 01/2003, queste devono essere preventivamente approvate dal Gestore dell'Infrastruttura e quindi i rotabili oggetto della modifica necessitano di un nuovo processo di omologazione secondo le seguenti modalità:

- Il richiedente la modifica dovrà trasmettere a CESIFER una domanda sottoscritta dal legale rappresentante corredandola della documentazione tecnica indicata relativa agli organi di sicurezza interessati dalla modifica stessa.
- Unitamente alla domanda dovrà essere inviato anche l'elenco di tutta la documentazione allegata alla stessa.
- Nel caso in cui l'analisi della documentazione tecnica inviata non sia sufficiente e/o conforme ai requisiti richiesti, sarà formalizzata al richiedente la richiesta di integrazione della documentazione tecnica e/o la necessità di effettuazione di prove, nel rispetto di quanto previsto dalle vigenti normative.
- CESIFER, sulla base della documentazione tecnica ricevuta e delle eventuali richieste di integrazione effettuate, stabilirà in accordo con il richiedente un percorso di omologazione che preveda anche l'eventuale effettuazione di prove.
- Una volta ricevuta la documentazione tecnica completa, CESIFER potrà effettuare una visita al rotabile al fine di verificare la rispondenza a quanto prescritto dalle disposizioni del GI. Eventuali non conformità saranno formalmente comunicate al richiedente per l'eliminazione delle medesime. Il richiedente comunicherà a CESIFER l'ultimazione delle modifiche richieste in maniera da consentire una nuova visita al rotabile per verificare la rispondenza ai requisiti richiesti.
- Nel caso in cui le modifiche abbiano interessato la versione del software utilizzata nelle condizioni di esercizio, dovrà essere resa disponibile a CESIFER la versione del software utilizzata sul rotabile (sorgente ed eseguibile non modificabile).
- La conclusione positiva del processo di omologazione, compreso l'accertamento dell'avvenuto pagamento dei costi relativi, comporterà l'emissione da parte di CESIFER di un attestato di omologazione.

Sintesi delle principali normative di progettazione.

EN 12663-1:2010 Applicazioni ferroviarie - Requisiti strutturali delle casse dei rotabili ferroviari - Parte 1: Locomotive e materiale rotabile per passeggeri (e metodo alternativo per i carri merci).

La normativa è divisa in 9 sezioni. Le prime 4 sono di carattere generale (scopo, normativa di riferimento, definizioni e sistemi di coordinate).

All'interno della sezione 5 (Richieste strutturali) vengono classificati i diversi rotabili (locomotive L, veicoli passeggeri da P-I a P-V e carri merce F-I e F-II) e i criteri di resistenza statica e stabilità strutturale nonché i coefficienti di sicurezza S da utilizzare in caso di incertezza. Per quanto riguarda le rigidità (sez. 5.5) non vengono forniti valori di riferimento ma la normativa stabilisce che devono far parte delle specifiche di progetto. La normativa stabilisce anche alla sezione 5.6 la verifica delle resistenze a fatica dei componenti.

Nella sezione 6 vengono definite le differenti condizioni di carico. Le masse del carico pagante e del personale e dei materiali di consumo utilizzate per la progettazione dei componenti devono far riferimento a quelle indicate nella EN 15663:2009. La normativa stabilisce i valori di carico per le differenti tipologie di veicolo. Vengono definiti sia le condizioni di carico longitudinali da applicare sui respingenti e sulle pareti laterali, sia i carichi verticali in funzione della massa propria della struttura e del carico pagante. In particolare vengono definite i valori dei carichi longitudinali e trasversali sia sull'intera cassa sia sulle pareti laterali e i valori dei massimi carichi operanti. La normativa prevede anche la verifica al sollevamento. Inoltre vengono stabiliti i criteri di sovrapposizione delle condizioni di carico (sez. 6.4). Nella sezione 6.5 vengono stabilite i criteri di verifica della resistenza dei punti di connessione tra carrello e cassa, dei punti di attacco degli equipaggiamenti esterni e delle giunzioni di articolazione. Nelle sezioni 6.6, 6.7 e 6.8 sono stabilite le condizioni per la verifica a fatica dei componenti strutturali della carcassa e delle parti di collegamento nonché le sovrapposizioni dei carichi. La normativa stabilisce che per treni in cui non ci sia un cambio frequente del carico (es. metro) il carico pagante può essere considerato costante.

Nel paragrafo 7 viene stabilito che i criteri di resistenza ai carichi statici e a fatica dei materiali devono essere conformi a quelli previsti dalla normativa europea di riferimento (es. UNI EN 1993-1-2:2005).

Nel paragrafo 8 sono descritti i requisiti per i test per dimostrare la resistenza della cassa. La normativa stabilisce che i carichi devono essere appropriati a quelli di progetto e che vanno misurate le deformazioni

con estensimetri elettrici a resistenza. La normativa stabilisce di tenere in particolare considerazione i punti critici della struttura e di misurare le deflessioni residue e le deformazioni residue. La normativa stabilisce che la massima deformazione residua deve essere:

$$\epsilon_{res} \leq 0,05 \times R/E$$

dove:

ϵ_{res} è la deformazione residua;

R è lo stress di snervamento del materiale (R_{eH}) o lo stress allo 0,2% di deformazione ($R_{p0.2}$) in N/mm^2 come definito dalla EN 10002-1;

E è il modulo di elasticità.

Nella sezione 8.3 si stabilisce che i test di fatica sui componenti o sull'intera possono essere svolti sia in laboratorio, considerando appropriate storie di carico, sia sul campo in condizioni rappresentative di quelle di servizio. Nella sezione 8.4 si stabilisce anche che i test d'impatto non sono opzionali a meno che non esplicitamente richiesti.

EN 15663:2009 Applicazioni ferroviarie - Definizione delle masse di riferimento dei veicoli.

La normativa è divisa in 6 sezioni. Le prime due sono di carattere generale (1. Scopo, 2. Termini e definizioni). La sezione 3 stabilisce che la determinazione della "massa morta" – ovvero senza personale e materiali di consumo (es. lubrificanti, carburante ecc.) – deve essere stimata durante la progettazione e verificata una volta realizzato il primo prototipo.

La sezione 4 (*Staff and consumables*) stabilisce come determinare la massa del personale di bordo (80kg per persona compreso l'equipaggiamento personale) e dei vari materiali di consumo sia in fase di progettazione sia in condizioni di lavoro. In genere le masse di lavoro vengono definite come una frazione ovvero una percentuale di quelle di progetto. Nell'appendice A vengono indicate le densità di riferimento dei vari materiali di consumo da utilizzare in caso di mancanza di dati più precisi.

Nella sezione 5 viene indicato come calcolare l'area di sosta in piedi. In particolare si dice che vanno considerate tutti i sediolini richiudibili e tavolini vanno considerati chiusi, l'area di proiezione delle scale deve essere considerata per metà e che inoltre non bisogna includere: l'area delle sedute normali più 300mm per i piedi; l'area proiettata dai tavoli fissi; le scale per la salita e la discesa; le aree, eccetto le scale, con dimensioni inferiori a 300 mm; le aeree inferiori a 1850 mm di altezza; le toilette.

Nella sezione 6 vengono indicati tutti i carichi paganti nella condizioni di progetto e di lavoro sia per i treni a lunga distanza sia gli altri tipi di veicolo. Il carico massimo previsto per i treni a lunga percorrenza è di 80 kg per passeggero per ogni posto fisso più 320 kg/m^2 nelle aree di sosta in piedi più 300 kg/m^2 nei compartimenti bagagli. Nel caso di treno diversi da quelli veloci o a lunga percorrenza va' considerati 70 kg per ogni sedile fisso e 280 kg/m^2 per le zone di sosta in piedi e 100 kg/m^2 per i compartimenti dei bagagli.

Sintesi delle linee guida per la protezione al fuoco dei veicoli ferrotranviari ed a via guidata.

La normativa italiana di riferimento sulla protezione al fuoco di veicoli ferrotranviari è la UNI CEI 11170 – Veicoli ferrotranviari – Linee guida per la protezione al fuoco dei veicoli ferrotranviari ed a via guidata. La norma definisce la classificazione ed i livelli di rischio e le misure che devono essere adottate a bordo dei veicoli ferrotranviari. La normativa si divide in tre parti:

- Parte 1: Principi generali;
- Parte 2: Accorgimenti progettuali – Misure di contenimento dell'incendio – Sistemi di segnalazione, controllo ed evacuazione;
- Parte 3: Valutazione del comportamento al fuoco dei materiali – Limiti di accettabilità.

Le misure definite dalla norma che devono essere adottate sui mezzi per il trasporto ferrotranviario servono per limitare il rischio di incendio a bordo e per proteggere efficacemente i passeggeri ed il personale di servizio. Di conseguenza la norma prende in considerazione tutte le misure di protezione al fuoco partendo da una progettazione efficace, alla scelta dei materiali, alle misure di emergenza. Infatti la norma riguarda:

- il comportamento a fuoco dei materiali e dei componenti di parte dell'allestimento e di parte elettrica;
- la resistenza al fuoco delle "barriere al fuoco" e degli "elementi spartifiamma";

- gli accorgimenti progettuali e di design;
- le misure di protezione per gli impianti elettrici ed elettronici;
- le misure di estinzione, controllo ed informazione (come ad esempio freno di emergenza, sistemi di estinzione, sistemi di ventilazione, ecc.)

La norma classifica i veicoli ferrotranviari in diverse categorie operative. La classificazione viene determinata dalla relazione tra:

- tipo di servizio;
- caratteristiche dell'infrastruttura;
- modalità di evacuazione dal veicolo;

E' da questa classificazione che viene determinato il livello di rischio (LR) e quindi il grado di protezione al fuoco di un dato veicolo, in quanto i possibili scenari di incendio che possono determinarsi sono strettamente correlati a questi parametri.

Il tipo di servizio, il tipo di infrastruttura e la modalità di evacuazione servono a stabilire la categoria di servizio. La UNI CEI 11170 – parte 1 definisce tre diverse categorie di servizio a seconda che il veicolo ferrotranviario sia destinato ad un traffico urbano, suburbano, regionale o per lunghe percorrenze, se il percorso prevede gallerie e viadotti e se l'evacuazione è prevista in tempi brevi oppure no. I veicoli, inoltre, devono essere classificati anche in "categorie di progetto" che può essere:

- N: veicoli normali;
- S: veicoli speciali;

Rientrano nella categoria veicoli speciali, i veicoli ove risulti difficoltosa l'evacuazione in caso di incendio o sia ipotizzabile una maggiore probabilità di innesco di un incendio. Tutti i restanti veicoli rientrano nella categoria veicoli normali.

La categorie di servizio e le categorie di progetto definiscono il livello di rischio che è strettamente legato al tempo di evacuazione in condizioni di emergenza. Il tempo di evacuazione è l'intervallo di tempo durante il quale il passeggero e il personale di servizio può rimanere all'interno di un veicolo ove si sia sviluppato un incendio, prima di raggiungere un luogo in condizioni di sicurezza. La norma prevede quattro diversi livelli di rischio con i rispettivi tempi di evacuazione, di seguito indicati, che sono presi come riferimento per la valutazione dei limiti di accettabilità dei parametri caratteristici del comportamento al fuoco dei materiali (UNI CEI 11170-3) e del livello delle misure di protezione al fuoco (UNI CEI 11170-2).

- LR1: $0 < t \leq 5$ min;
- LR2: $5 < t \leq 15$ min;
- LR3/LR4: $15 < t \leq 30$ min.

Le misure di protezione al fuoco, stabilite nella normativa, sono state individuate per la sicurezza dei passeggeri e del personale di bordo. Esse quindi hanno lo scopo di minimizzare il tempo di evacuazione in modo che non venga raggiunta nessuna delle condizioni critiche che possano pregiudicare la salute delle persone come temperature massime, potenza termica rilasciata, soglia inabilitante e perdita di visibilità.

Prima della costruzione del primo veicolo o di un determinato componente del mezzo tranviario, occorre redigere la dichiarazione di conformità alla normativa UNI CEI 11170. La valutazione di conformità viene effettuata attraverso procedure di revisione del progetto e assicurazione di qualità del fornitore. La dichiarazione deve contenere:

- Un rapporto sulle verifiche di progetto effettuate attraverso la revisione del progetto;
- Tutti i certificati delle prove richieste dalla norma.

Le prove devono essere condotte da laboratori accreditati secondo la UNI CEI EN ISO/IEC 17025. La norma UNI CEI 11170-2 fornisce i requisiti minimi, in funzione del livello di rischio del veicolo, che devono essere soddisfatti per:

- minimizzare il rischio che un incendio si sviluppi in un veicolo;

- contenerlo, nel caso si sviluppi, per permettere l'evacuazione dei passeggeri e del personale di bordo;
- fornire gli ausili necessari per l'estinzione dell'incendio e per una rapida evacuazione del veicolo.

Una caratteristica importante per le componenti e i materiali utilizzati nella costruzione di un veicolo ferrotranviario è la resistenza al fuoco. Essa è definita come la capacità di un elemento costruttivo di soddisfare, per un dato periodo, i requisiti caratteristici per tale funzione. La resistenza al fuoco ovviamente varia a seconda dell'elemento costruttivo preso in considerazione ed è regolamentata dalle seguenti norme:

- UNI EN 1363-1: per i requisiti generali;
- UNI EN 1364-1 e UNI EN 1365-1: per le pareti;
- UNI EN 1365-2: per il pavimento.

I requisiti caratteristici della resistenza al fuoco sono:

- Stabilità al fuoco (R): intesa come la capacità del componente costruttivo di mantenere la sua resistenza meccanica sotto l'azione del fuoco;
- Tenuta, ai fumi ed ai gas (E): intesa come l'attitudine dell'elemento costruttivo ad isolare i diversi ambienti, in modo che gas, fumi e fiamme generati da un eventuale incendio non attraversino la superficie dell'elemento stesso.
- Isolamento termico (I): la capacità del materiale di avere una bassa conduzione termica, in modo che il potere termico dell'incendio non venga trasferito rapidamente agli altri ambienti.

La caratteristica di barriera al fuoco, definita dalla norma UNI CEI 1363-1, è individuata dalla sigla REI seguita dal tempo per il quale sono soddisfatte i tre parametri sopra citati.

La norma UNI CEI 11170-2, oltre a definire i requisiti minimi, fornisce anche utili dettagli preventivi da utilizzare in fase di progettazione. Ad esempio consiglia di evitare la creazione di ogni possibile cavità o parti interne aperte che possono diventare possibili punti di innesco dei incendi a causa dell'accumulo di sporcizia, polvere e rifiuti; i cestini portarifiuti devono essere costruiti in materiale incombustibile e dotati di meccanismo di chiusura spontanea; nei veicoli per il trasporto locale le pareti di separazione tra i vari ambienti al di sopra dei sedili, devono essere realizzati con materiale trasparente. La norma definisce misure preventive di progettazione degli ambienti del veicolo ferrotranviario e misure di sicurezza per gli impianti elettrici.

La UNI CEI 11170-2 definisce gli elementi con funzione spartifiamma normalizzati:

- Lamiera in lega di alluminio spessore 1,5 mm;
- Vetro temprato spessore 5 mm;
- Laminato plastico di spessore 4 mm;
- Vetroresina fenolico di spessore 3 mm;
- Vetroresina poliestere di spessore 4 mm;
- Legno 8 kg/m²;

Nel caso in cui si utilizzino elementi spartifiamma differenti da quelli normalizzati, la resistenza al fuoco di tali elementi deve essere verificata con delle prove sperimentali comparative all'elemento normalizzato maggiormente simile. In particolare per i pavimenti la prova deve essere condotta secondo la UNI EN 1365-2.

Procedure di prova per verifica delle barriere al fuoco:

- il campione sottoposto a prova deve essere il manufatto completo in scala 1:1 o un campione rappresentativo di esso; esso deve essere dotato di tutti gli accessori previsti nella sua utilizzazione finale compresi passaggio cavi, condotte, ecc.;
- il campione deve essere sottoposto ai carichi di progetto che gravano su tale elemento;

- i pavimenti dei veicoli devono essere sottoposti a prova con le estremità semplicemente appoggiate. Il campione rappresentativo dovrà avere larghezza pari a quella del veicolo ed una lunghezza minima rappresentativa della parte di veicolo ove sono applicati i massimi carichi verticali;
- le testate e le pareti dei veicoli devono essere sottoposte alla prova senza vincoli all'elongazione longitudinale e trasversale.

Per campione rappresentativo si intende una zona significativa del manufatto completo, che sia ritenuta la più critica nella condizione di applicazione del carico in grado di indurre uno stato tensionale pari a quello previsto nella struttura reale.

Le prove sono considerate superate solo nel caso in cui:

- non sia riscontrata visivamente persistenza di fiamma entro 5 minuti dal termine delle prove REI (secondo la UNI EN 1363-1);
- non siano riscontrati significativi passaggi di fumi e di gas.

Infine la normativa UNI CEI 11170-2 conclude con i sistemi di allarme e controllo dell'incendio e le misure per l'evacuazione.

La UNI CEI 11170-3 definisce i metodi di prova per la valutazione della resistenza al fuoco dei materiali su scala di laboratorio tenendo presente la tipologia di veicolo e di categoria operativa. Infatti l'incendio è un fenomeno estremamente variabile che dipende dalla sorgente di accensione, dalle condizioni al contorno, dalla dinamica dell'ambiente, come il sistema di ventilazione e il tipo di veicolo. I metodi di prova indicati nella norma devono essere applicati a tutti i componenti del veicolo sia strutturali che non strutturali, utilizzati per la costruzione di nuovi mezzi.

Per la determinazione della reazione al fuoco si applicano le UNI 8456 (Materiali combustibili suscettibili di essere investiti dalla fiamma su entrambe le facce – Reazione al fuoco mediante applicazione di una piccola fiamma), le UNI 8457 (Materiali combustibili suscettibili di essere investiti dalla fiamma su una sola faccia – Reazione al fuoco mediante applicazione di una piccola fiamma), le UNI 9174 (Reazione al fuoco dei materiali sottoposti all'azione di una fiamma d'innesco in presenza di un calore radiante) con attribuzione della classe secondo la norma UNI EN 11170-3 o la UNI 9177 (Classificazione di reazione al fuoco dei materiali combustibili). I metodi di prova in conformità alla UNI 8457 e alla UNI 9174 sono applicati nella condizione di effettiva utilizzazione del manufatto/materiale, per la valutazione della reazione al fuoco dei rivestimenti di pavimento, delle pareti e del soffitto. Per applicazione finale si intende l'applicazione effettiva del materiale in relazione a tutti gli aspetti che possono influenzare il comportamento del prodotto in differenti situazioni di incendio. Questi aspetti includono la posa in opera, il posizionamento rispetto ai materiali adiacenti e il metodo di fissaggio.

Si applica inoltre la UNI EN ISO 11925-2 (Prove di reazione al fuoco – Attendibilità dei prodotti da costruzione sottoposti all'attacco diretto della fiamma – Parte 2: prova con l'impiego di una singola fiamma) e la UNI EN ISO 1182 (Prove di reazione al fuoco dei prodotti da costruzione – Prova di non combustibilità).

Per la determinazione della potenza termica si applica la ISO 5660-1 (Reaction to fire test – Heat release, smoke production and mass loss rate – Part 1: Heat release rate (cone calorimeter method) con indicazione della potenza termica rilasciata.

Per la determinazione del potere calorifico si applica la UNI EN ISO 1716 (Prove di reazione al fuoco dei prodotti da costruzione - Determinazione del potere calorifico) con indicazione del potere calorifico superiore.

Per l'analisi dei gas e opacità dei fumi si applica la NF F 16-101 (Matériel roulant ferroviaire – Comportement au feu – Choix des matériels) con attribuzione della classe di fumo.

Per i materiali incombustibili, ai quali è attribuita la classe zero secondo la normativa vigente in funzione dei risultati delle prove eseguite secondo il metodo definito dalla UNI EN ISO 1182, non sono previsti ulteriori accertamenti per la resistenza al fuoco.

I limiti di accettabilità della resistenza al fuoco dei componenti strutturali e non sono in funzione dei livelli di rischio secondo il prospetto indicato dalla norma UNI CEI 11170-3.

Oltre alla normativa italiana, è in vigore anche una specifica tecnica o norma sperimentale a livello europeo la UNI CEI CEN/TS 45545 – Applicazioni ferroviarie – Protezione al fuoco per i rotabili ferroviari la quale è suddivisa in più parti e si basa sullo stato dell’arte e sui principi più recenti delle regole antincendio. Una specifica tecnica è uno strumento molto utile quando esistono diverse alternative che hanno bisogno di coesistere in attesa di una futura armonizzazione. In questo modo, l’industria del settore, ha il tempo di valutare in tempi adeguati i nuovi requisiti stabiliti dalla norma sperimentale. Un piano di aggiornamento della specifica tecnica (TS) in norma europea (EN) è già stato definito. La pubblicazione della futura EN richiederà a tutti i paesi europei il ritiro delle norme nazionali in contrasto.

La UNI CEI CEN/TS 45545 è suddivisa in 7 parti che trattano rispettivamente i seguenti aspetti:

- Parte 1: Generalità;
- Parte 2: Requisiti per il comportamento al fuoco di materiali e componenti;
- Parte 3: Requisiti di resistenza al fuoco per barriere e partizioni;
- Parte 4: Requisiti per la sicurezza al fuoco nella progettazione dei veicoli ferroviari;
- Parte 5: Requisiti per la sicurezza al fuoco per le apparecchiature elettriche comprese quelle dei filobus, degli autobus a via guidata e dei veicoli a levitazione magnetica;
- Parte 6: Sistemi di gestione e di controllo degli incendi;
- Parte 7: Requisiti per la sicurezza al fuoco nella installazione di liquidi e gas infiammabili.

Elenco delle condizioni di carico per la progettazione di un pavimento flottante per veicoli ferroviari.

Il componente tipo scelto al fine di valutare il risparmio di peso possibile grazie all’impegno di Aluminum Foam Sandwich (AFS) è il pavimento flottante di vagoni passeggeri per treni a medio/lunga percorrenza. La scelta di questo tipo di componente è legata a una serie di considerazioni:

- è un componente facilmente modulabile;
- essendo collegato al telaio della cassa mediante giunti anti-vibranti, non ha una funzione strutturale e quindi la sostituzione di questo componente minimizza i tempi di re-ingegnerizzazione dei carri;
- durante la vita operativa è soggetto prevalentemente a condizioni di carico flessionali – dovute sia alle condizioni di vincolo (appoggi alle estremità) sia di carico (carichi concentrati e distribuiti su una sola delle facce – ovvero quelle ottimali per l’utilizzo di strutture sandwich).

In Figura 47 è riportato un tipico schema di pavimento galleggiante per treni.

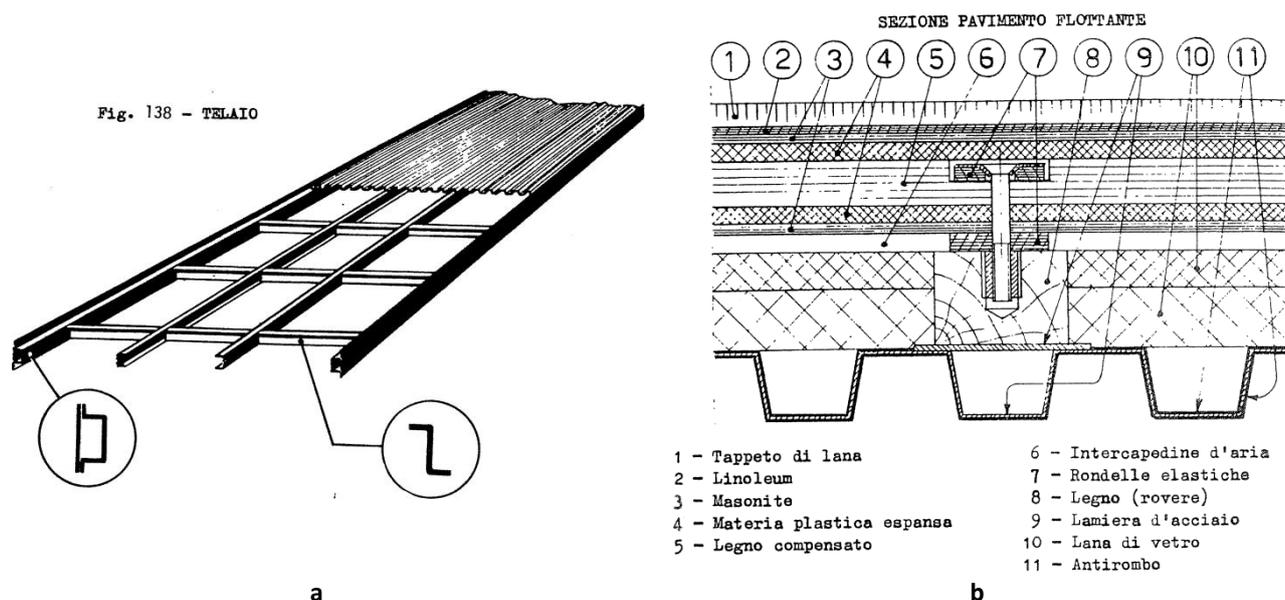
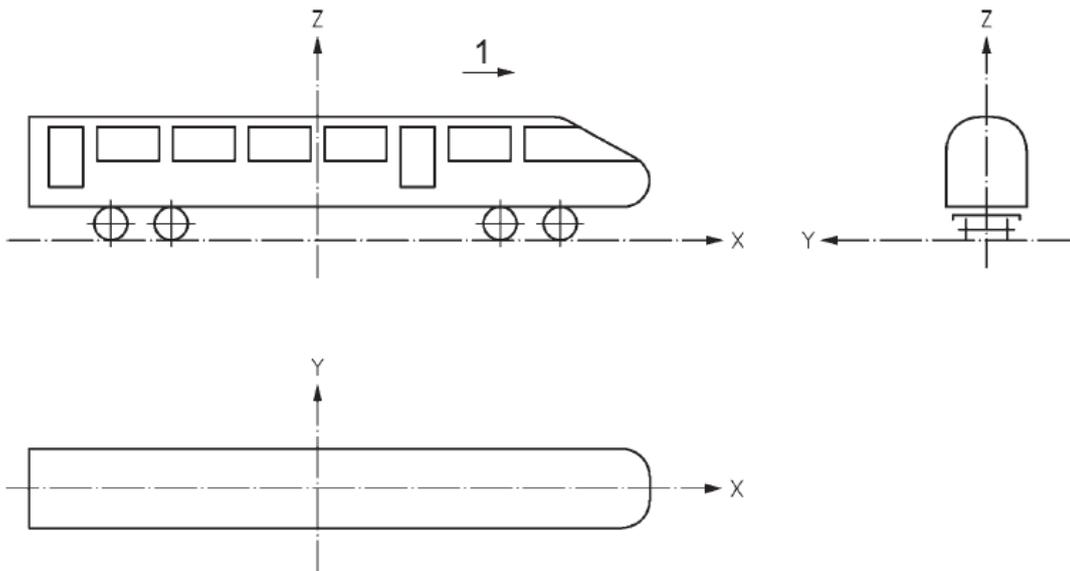


Figura 47. Posa pavimento flottante su telai (a); sezione pavimento flottante (b).

Di seguito elenchiamo le condizioni di carico a cui devono essere verificati i pavimenti flottanti per veicoli ferroviari classe P-I in base alla normativa vigente.

- 1) Carico statico verticale nelle condizioni di massimo carico operativo: $1,3 \times g \times (m_1 + m_4)$
 dove g è l'accelerazione di gravità, m_1 è la massa propria del componente e m_4 è la massa del carico pagante in condizioni eccezionali che per i treni a medio lunga percorrenza vale:
- 80 kg per passeggero compreso i bagagli seduto con il 100% di posti seduti occupati;
 - sedute ripiegabili non occupate;
 - da 160 a 320 kg/m² (da 2 a 4 passeggeri/ m²) nelle zone di sosta in piedi;
 - 300 kg/m² nei compartimenti bagagli.



Key

- 1 driving direction
- X longitudinal direction
- Y lateral direction
- Z vertical direction

Figura 48. Sistema di coordinate della cassa del veicolo.

- 2) Verifica dei collegamenti tra gli equipaggiamenti e il pavimento considerando la massa degli equipaggiamenti stessi m_2 e l'eventuale carico pagante in condizioni normali m_3 :
- Accelerazione in direzione x $\pm 5 g$
 - Accelerazione in direzione y $\pm 1 g$
 - Accelerazione in direzione z $(1 \pm c) \times g$ dove c varia linearmente tra 2 alle estremità del veicolo a 0,5 al centro.
- 3) Verifica dei carichi di fatica generali:
- Accelerazione in direzione y $\pm 0,15 g$
 - Accelerazione in direzione z $(1 \pm 0,15) \times g$
- 4) Eventuale verifica a fatica dei collegamenti tra gli equipaggiamenti e il pavimento.

Linee guida per la protezione al fuoco di un pavimento flottante per veicoli ferroviari.

Di seguito, in Tabella 2, sono riassunti i metodi di prova e delle norme di riferimento, descritte nella sezione 5, per i criteri di accettabilità riferiti ai pavimenti e rivestimenti dei veicoli ferrotranviari.

Applicazione	Metodo di prova	Norma di riferimento
Pavimenti	UNI 8457 – UNI 9174 NF F 16-101	UNI EN ISO 1716 ISO 5660-1
Rivestimenti per pavimenti (comprese le moquettes e gli zerbini)	UNI 8457 – UNI 9174 NF F 16-101 UNI CEI 11170-3	UNI EN ISO 1716 ISO 5660-1
Materiali per isolamento termico ed acustico (posizionati a pavimento)	UNI 8457 – UNI 9174 NF F 16-101 UNI CEI 11170-3	UNI EN ISO 1716 ISO 5660-1

Tabella 2. Metodi di prova e delle norme di riferimento per i criteri di accettabilità riferiti al pavimento e rivestimenti dei veicoli ferrotranviari.

Verifica strutturale di un pavimento per vagoni ferroviari in lamiera grecata.

Tradizionalmente i pavimenti flottanti dei vagoni passeggeri per treni a medio/lunga percorrenza vengono realizzati con una struttura a lamiera grecata sulla quale viene poi posato il rivestimento, costituito generalmente da un pannello in legno compensato e ulteriori finiture a scopo estetico-funzionale.

La resistenza strutturale del pavimento flottante è affidata interamente alla struttura a lamiera grecata, realizzata generalmente in acciaio, e unita al telaio del carro con collegamenti rivettati.

In Figura 49 è riportato il telaio del treno che è stato utilizzato per il progetto del pavimento. Il telaio è costituito da due longheroni a C con una distanza di 2821 mm tra le pareti esterne. I longheroni sono collegati mediante 19 traverse con sezione doppio-T IPE-140 distanziate di 780 mm. Il telaio è chiuso da due travi trasversali e dei castelli di fine telaio. La lamiera grecata, in questo tipo di telaio, viene appoggiata direttamente sui traversi e collegata a questi mediante rivettatura o saldatura.

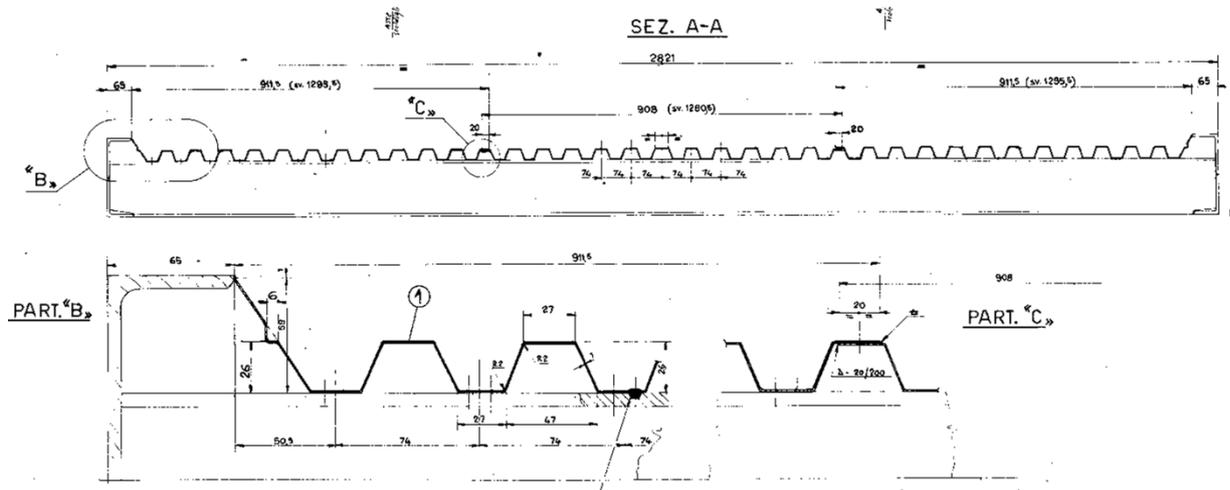


Figura 50. Sezione lamiera grecata pavimento.

La geometria della lamiera grecata utilizzata è rappresentata in Figura 50. L'altezza della lamiera è di 26 mm, con un passo di 74 mm e uno spessore di 1 mm. La lamiera è realizzata in acciaio inossidabile X10CrNi1809. Le caratteristiche meccaniche del materiale sono riportate in tabella 2.

Tabella 3. Proprietà meccaniche acciaio inossidabile X10CrNi1809 (www.matweb.com).

Proprietà	
Densità, ρ	7860 kg/m ³
Tensione di rottura, σ_R	585 MPa
Tensione di snervamento, σ_{sn}	255 MPa
Allungamento a rottura	57.0 %
Modulo Elastico, E	193 GPa
Modulo di Poisson, ν	0.25
Modulo di Taglio, G	77.2 GPa

Al fine di verificare il comportamento ai carichi statici della lamiera, così come previsto dalla norma EN 12663-1: 2010, si è realizzato un modello numerico agli elementi finiti mediante il software commerciale Abaqus/CAE 6.9. Il modello (Figura 51) è rappresentativo di un pannello di lamiera grecata con dimensioni pari a 7800 mm × 2590 mm, ovvero pari alla metà del pavimento del vagone che può essere considerato simmetrico.

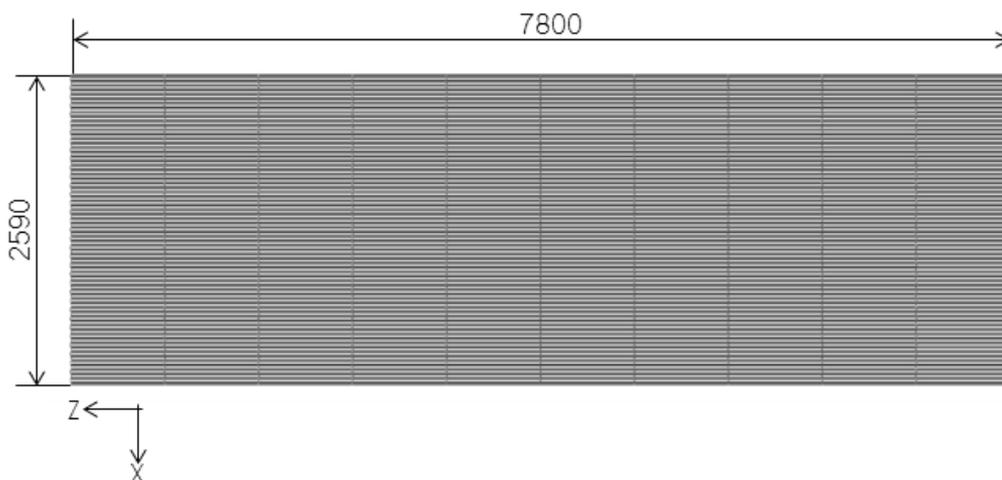


Figura 51. Modello CAD della lamiera grecata.

Il modello è stato discretizzato utilizzando elementi *shell* a 4 nodi (Figura 52). Lo spessore degli elementi è stato impostato pari a 1 mm.

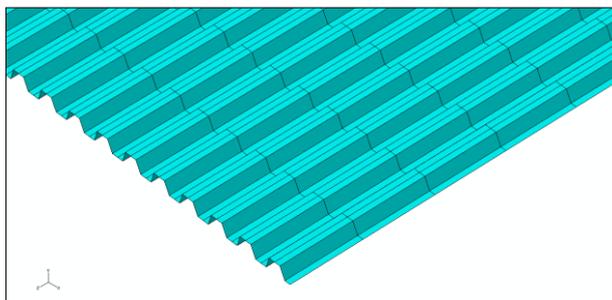


Figura 52. Particolare della *mesh* della lamiera grecata.

In Figura 53 vengono mostrate le condizioni di vincolo del modello scelte in accordo con il caso reale. Per simulare il collegamento tra la lamiera grecata e i longheroni, sono stati impediti gli spostamenti lungo l'asse x e y dei nodi laterali della lamiera. La connessione con i traversi è stata invece simulata impedendo lo spostamento verticale di un set di nodi inferiori della lamina ogni 780 mm. Infine per simulare la trave trasversale di fine carro e le condizioni di simmetria del pavimento.

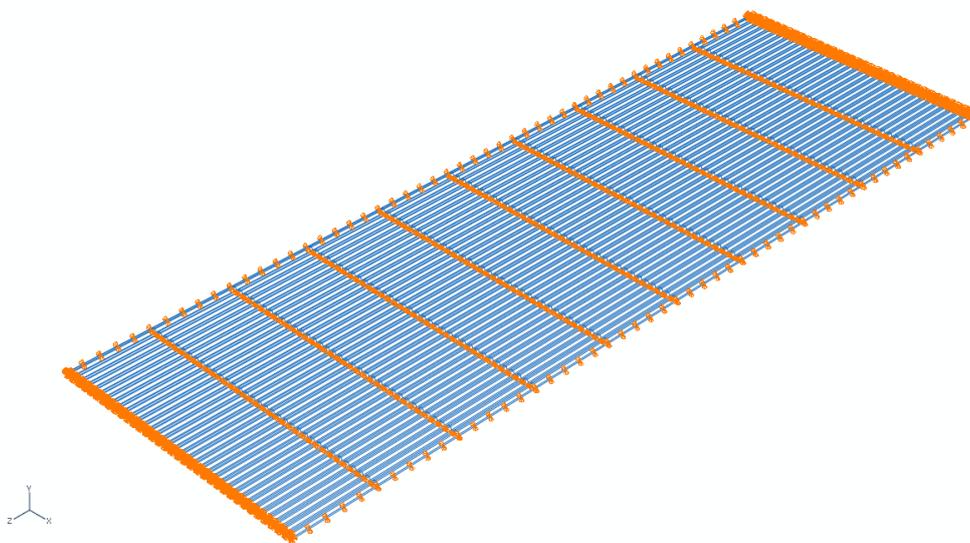


Figura 53. Condizioni di vincolo sulla lamiera grecata.

In accordo con le normative UNI EN 12663-1:2010 e UNI EN 15663:2009 le condizioni di carico sono state calcolate come segue:

$$P = 1,3 \times g \times (m_1 + m_4) = 4430,8 \text{ N/m}^2$$

dove:

$$g = 9,81 \text{ m/s}^2 \quad \text{Accelerazione di gravità.}$$

$$m_4 = 320 \text{ kg/m}^2 \quad \text{Massa carico pagante.}$$

$$m_1 = 27,43 \text{ kg/m}^2 \quad \text{Massa del componente (Pavimento)}$$

La massa del pavimento è stata calcolata nel modo seguente:

$$m_1 = 1,2 \times (m_{LG} + m_C)^2$$

dove:

$$m_{LG} = 11,56 \text{ kg/m}^2 \quad \text{Massa della lamiera grecata in X10CrNi1809 (spess. 1 mm; 7860 kg/m}^3\text{)}$$

$$m_C = 11,3 \text{ kg/m}^2 \quad \text{Massa del compensato in legno di faggio (spess. 15 mm; tabella 3)}^3$$

Proprietà ¹	Norma di riferimento	Unità di misura	Valori							
			8	10	12	15	18	20	25	30
Spessore	EN 315	mm	8	10	12	15	18	20	25	30
Massa volumica	EN 323	kg · m ⁻³	750 ± 40							
Peso		kg · m ⁻²	6	7,5	9	11,3	13,5	15	18,8	22,5
Resistenza a flessione:										
longitudinale	EN 310	N · mm ⁻²	75	75	70	80	77	75	70	65
trasversale	EN 310	N · mm ⁻²	45	55	55	60	58	55	60	55
Modulo elastico a flessione:										
longitudinale	EN 310	N · mm ⁻²	7 600	7 400	7 500	7 800	7 600	7 900	7 800	6 800
trasversale	EN 310	N · mm ⁻²	4 100	5 000	4 900	5 300	5 000	5 400	6 500	6 600
Durezza superficiale	UNI ISO 3350	daN	≥ 800							
Resistenza al rifollamento	EN 383	N · mm ⁻²	≥ 50							
Resistenza all'estrazione vite	EN 320	daN	≥ 180							
Qualità dell'incollaggio	EN 314-2		Classe 3							
Rilascio di formaldeide	EN 717-2		Classe E1							
Reazione al fuoco	EN 13501-1		NPD	D-s2, dO - D _{FL} -s1						
Conduttività termica - λ	EN 12664	W · (m k) ⁻¹	0,19							

Tabella 4. Caratteristiche tecniche del compensato di faggio (<http://www.compensatoro.it>)

Il carico così calcolato è stato applicato come una pressione uniforme sull'intero pannello (Figura 54)

² Il coefficiente 1,2 tiene conto di altre componenti del pavimento (es. isolante termico) e di altri accessori (es. sedute).

³ Lo spessore scelto è quello che garantisce i migliori livelli di resistenza e rigidità longitudinale e trasversale

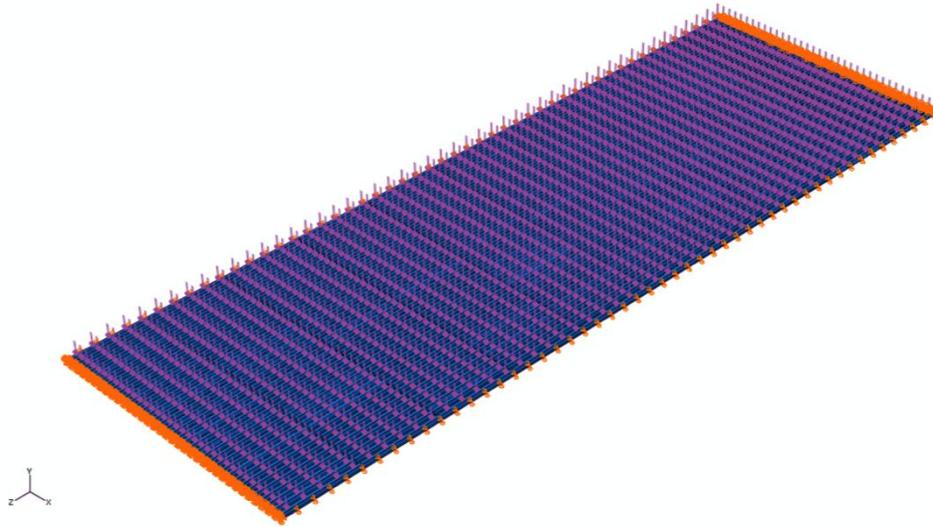


Figura 54. Condizioni di carico della lamiera grecata.

In figura 9 è riportata la mappa delle tensioni di von Mises. La massima tensione calcolata è pari a $\sigma_c = 4.4$ MPa. La normativa EN 12663 stabilisce che il fattore di utilizzazione U del componente deve essere ≤ 1 . Dove

$$U = \frac{\sigma_c S_1}{\sigma_{sn}} = \frac{4,4 \text{ MPa} \times 1,15}{255 \text{ MPa}} = 0,026 \leq 1$$

dove S_1 è il coefficiente di sicurezza di sicurezza per la verifica allo snervamento stabilito dalla normativa.

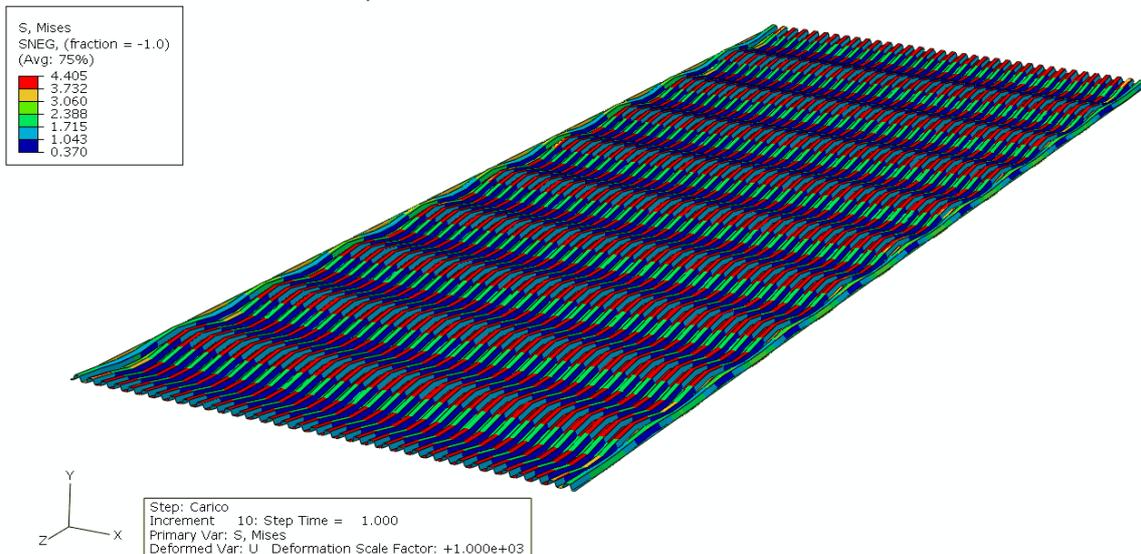


Figura 55. Mappa delle tensioni di von Mises della lamiera grecata. (Rapporto di magnificazione delle deformazioni 1:1000)

In Figura 56 e Figura 57 sono invece riportate, rispettivamente, la mappa degli spostamenti in direzione Y e la deformata della sezione mediana longitudinale della lamiera. La freccia massima misurato è pari a $\delta_{max} = 0.053$ mm nella mezzeria tra due trasversi.

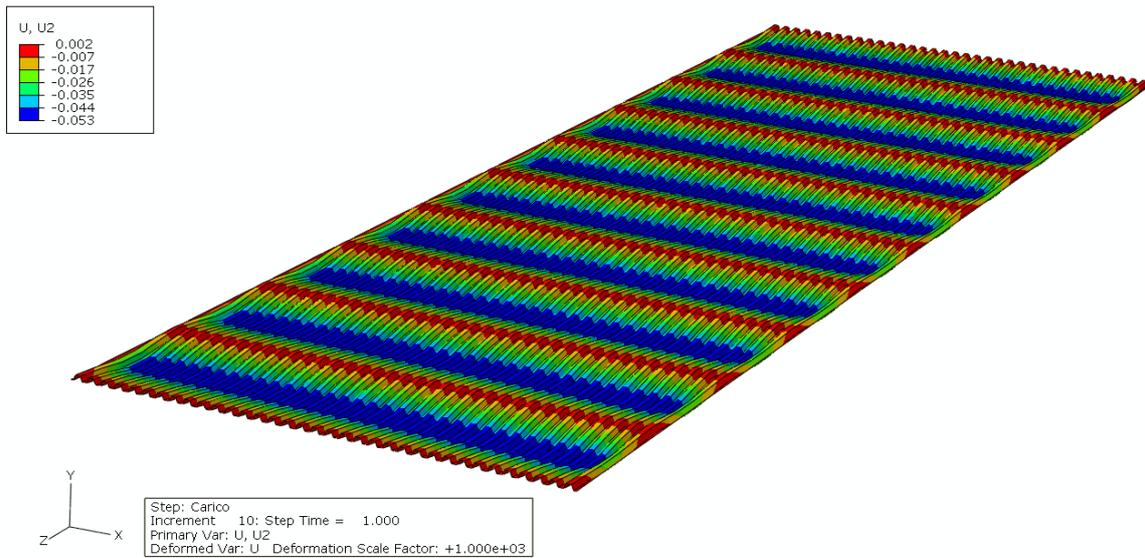


Figura 56. Mappa degli spostamenti della lamiera grecata in direzione Y. (Rapporto di magnificazione delle deformazioni 1:1000)

Il rapporto tra la freccia massima δ_{\max} e luce tra i longheroni $L = 2590$ mm vale:

$$\delta_{\max} = 0.053 \text{ mm} = L/48868 \ll L/400$$

che quindi è ampiamente verificata.

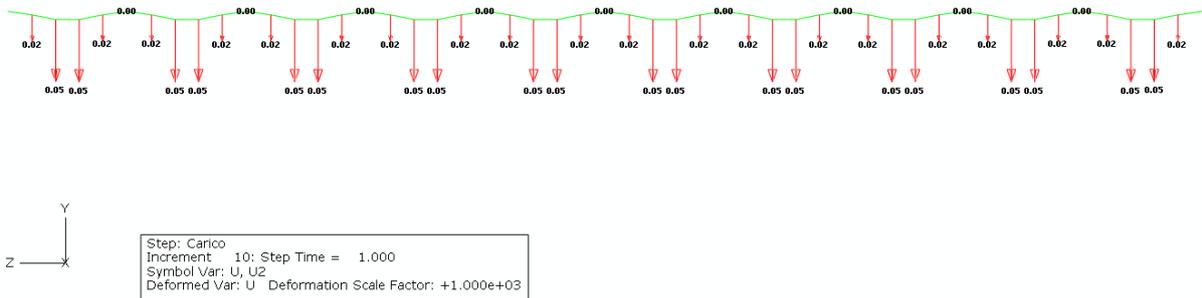


Figura 57. Deformata della sezione mediana longitudinale della lamiera. I vettori indicano gli spostamenti in direzione Y.

Ottimizzazione strutturale di un pavimento per vagoni ferroviari in pannelli di schiuma di alluminio.

Nei tradizionali pavimenti dei vagoni dei veicoli ferromobiliari, la resistenza strutturale è affidata interamente alla lamiera grecata in acciaio.

Questa struttura può essere sostituita da un pannello in schiuma di alluminio che può essere collegato al telaio del treno con le stesse modalità della lamiera grecata, ma permette una notevole riduzione di peso, ottimizzando così l'utilizzo ingegneristico dei materiali.

La schiuma di alluminio ERG Aerospace Duocel®, ben nota in campo aeronautico, potrebbe rappresentare un'ottima soluzione per questo tipo di problema. Le caratteristiche fisiche e meccaniche di questo materiale sono riassunte nella tabella seguente.

Proprietà		
Densità, ρ	81.0 - 324 kg/m ³	Practical production range 3-12% relative density
Tensione di snervamento a trazione, σ_{snt}	1.24 MPa	For 8% nominal density aluminum foam
Tensione di snervamento a compressione, σ_{snc}	2.17 MPa	For 8% nominal density aluminum foam
Modulo Elastico, E	0.0690 – 0.114 GPa	
Modulo di Taglio, G	0.121 – 0.345 GPa	

Tabella 5. Proprietà fisiche e meccaniche della schiuma di alluminio ERG Aerospace Duocel®
(www.matweb.com)

Nella schiuma di alluminio Duocel® la matrice di celle è regolare e uniforme in tutta la totalità del materiale. La struttura altamente porosa e permeabile ha una densità controllata e le sue caratteristiche meccaniche dipendono appunto dalla densità relativa, definita come rapporto tra la densità apparente della schiuma e la densità del materiale base [M.F. Ashby et al. Metal Foams: A Design Guide, 2000. Elsevier Science].

$$\rho_{rel} = \frac{\rho_{foam}}{\rho_{skin}}$$

Per le caratteristiche meccaniche, quindi, si ha:

$$E_{foam} = E_{skin} * \rho_{rel}^2$$

per il modulo di Young e

$$\sigma_{sn-foam} = 0.3 * \sigma_{sn-skin} * \rho_{rel}^{\frac{3}{2}}$$

per la tensione di snervamento.

La schiuma di alluminio Duocel® è caratterizzata da bassa densità, elevato rapporto resistenza – peso specifico, elevato rapporto superficie – volume, ha una risposta meccanica alle sollecitazioni pressoché isotropica e può essere trattata termicamente.

L'ottimizzazione strutturale del pavimento con l'obiettivo della riduzione del peso è stata eseguita con un modello agli elementi finiti utilizzando il software commerciale ANSYS® 10.0. Il modello utilizzato per l'ottimizzazione (Figura 58) è rappresentativo di un pannello in schiuma di alluminio di dimensioni pari a 2590 mm x 1500 mm, ipotizzando che i pannelli vengano forniti in tali dimensioni.

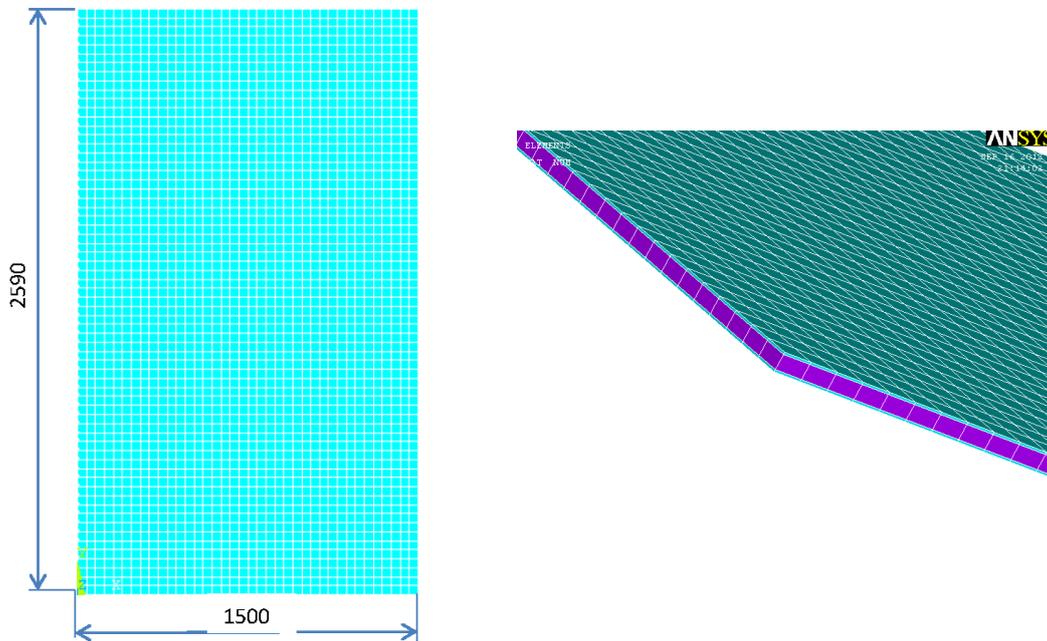


Figura 58: Modello CAD del pannello in schiuma di alluminio (misure in mm).

Il modello è stato discretizzato utilizzando elementi solid a 8 nodi. Si ipotizza che il pannello venga semplicemente appoggiato sulle estremità. Il calcolo di ottimizzazione è stato eseguito con queste condizioni di vincolo.

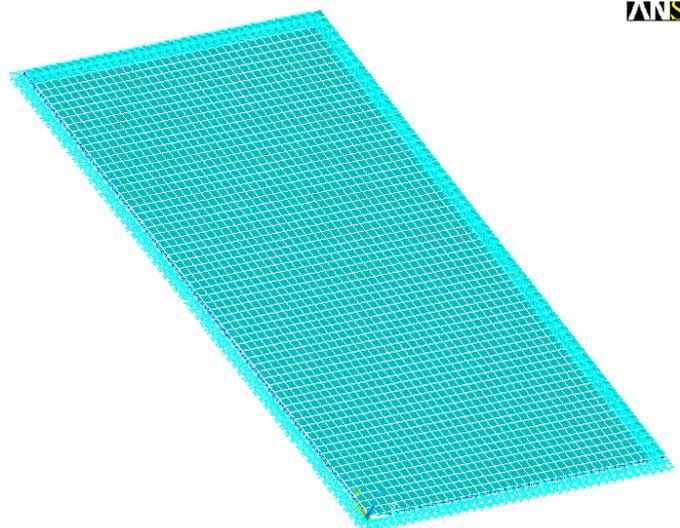


Figura 59. Condizioni di vincolo sul pannello in schiuma di alluminio per il processo di ottimizzazione.

Il carico applicato è identico a quello calcolato nella fase I, nella progettazione del pavimento con la soluzione che adotta la lamiera grecata. Il processo di ottimizzazione viene semplificato non tenendo conto della variazione del peso del pannello durante le successive iterazioni. Si considera, dunque, il peso massimo del pavimento ottenuto nella fase I, considerando quindi una situazione più gravosa e quindi ponendoci in condizioni di sicurezza.

Il carico è applicato come una pressione uniforme sull'intera superficie superiore del pannello.

Nel processo di ottimizzazione sono stati definiti diversi parametri. I parametri di design, sono le caratteristiche del pannello in schiuma di alluminio che l'algoritmo di ottimizzazione perturberà per raggiungere la minimizzazione della funzione obiettivo. I parametri di design possono variare tra un minimo ed un massimo fissati nell'algoritmo, e sono:

- Spessore delle pelli: $1 \text{ mm} < t_{\text{skin}} < 5 \text{ mm}$
- Spessore del core: $10 \text{ mm} < t_{\text{core}} < 30 \text{ mm}$
- Peso specifico della schiuma di alluminio: $3\%(\rho_{\text{Al}}) < \rho_{\text{foam}} < 20\%(\rho_{\text{Al}})$

I parametri di vincolo sono quelle caratteristiche della risposta meccanica del materiale che devono essere rispettate in virtù della resistenza del componente. Sono stati stabiliti i seguenti parametri di vincolo:

- Coefficiente di sicurezza per la tensione massima nelle pelli: $CS_{\text{skin}} \geq 1.5$
- Coefficiente di sicurezza per la tensione massima nel core: $CS_{\text{core}} \geq 2$
- Spostamento massimo del pannello: $U_{\text{max}} \leq \text{width}/300$

Dove *width* è la larghezza del pannello, ovvero 1500 mm.

Infine è stata definita la funzione obiettivo del processo di ottimizzazione, ovvero la minimizzazione del peso.

Dall'analisi di ottimizzazione si sono ottenuti i seguenti risultati:

- Peso totale del pannello: 32.196 kg; 8.287 kg/m^2
- Spessore delle pelli: $t_{\text{skin}} = 1.009 \text{ mm}$
- Spessore del core: $t_{\text{foam}} = 28.969 \text{ mm}$
- Peso specifico della schiuma di alluminio: $\rho_{\text{foam}} = 98.033 \text{ kg/m}^3$; 3.63% di ρ_{Al}
- Spostamento massimo: $U_{\text{max}} = 5.010 \text{ mm}$ ($\text{width}/300 = 5 \text{ mm}$)
- Coefficiente di sicurezza per la tensione massima nelle pelli: $CS_{\text{skin}} = 6.5$
- Coefficiente di sicurezza per la tensione massima nel core: $CS_{\text{core}} = 2.0$

Con questa configurazione si ottiene una tensione massima nelle pelli di 30.6 MPa e nel core di 0.18 MPa. La Figura 60 mostra la mappa delle tensioni di Von Mises, sulle superfici superiori ed inferiori delle pelli e del core.

La Figura 61, invece, mostra la mappa degli spostamenti (misure in m).

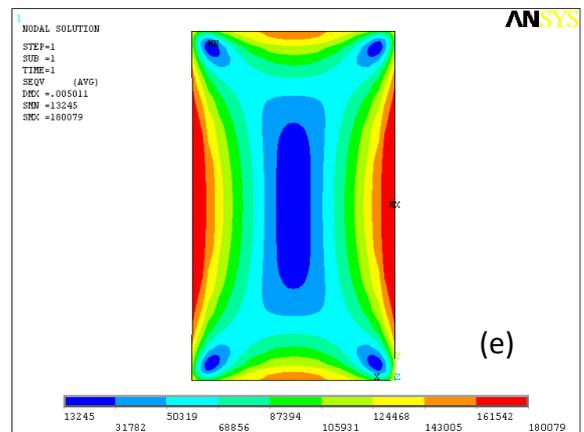
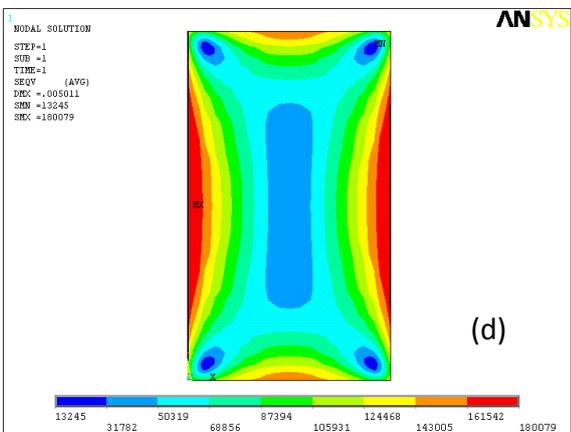
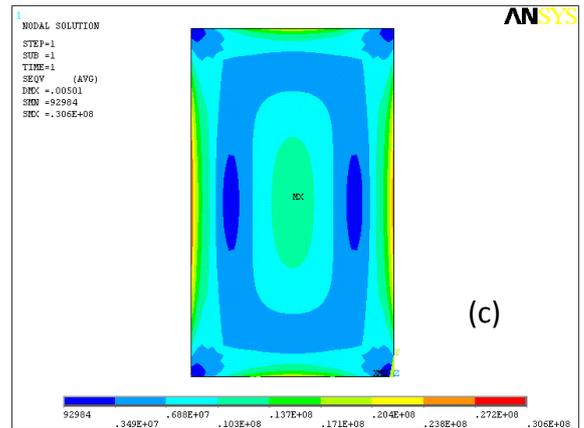
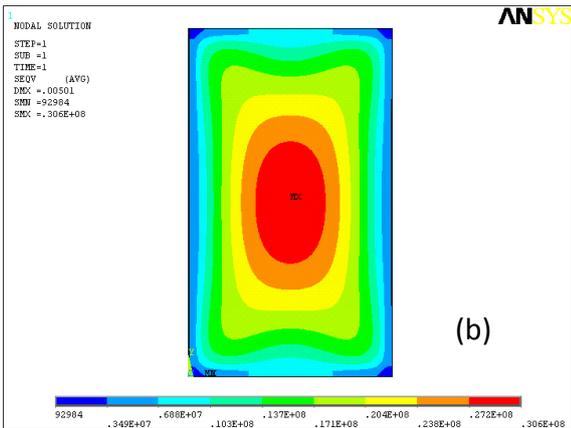
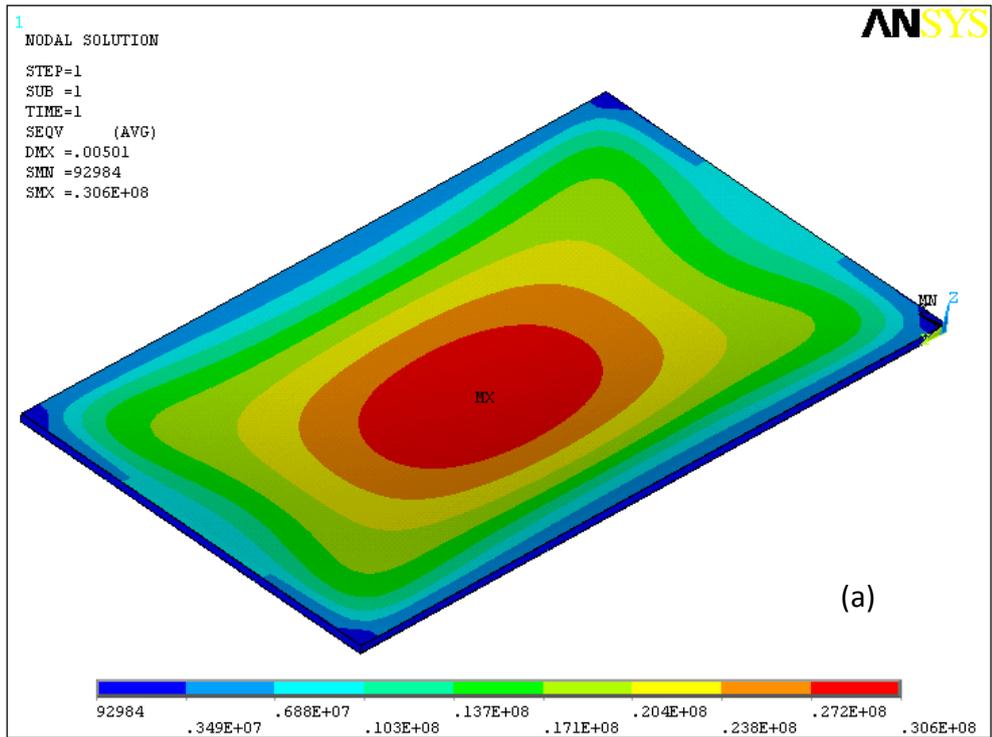


Figura 60: Mappa delle tensioni di Von Mises: (a) mappa generale; (b) tensioni sulla superficie superiore delle pelli; (c) tensioni sulla superficie inferiore delle pelli; (d) tensioni sulla superficie superiore del core; (e) tensioni sulla superficie inferiore del core (unità di misura degli stress in Pa).

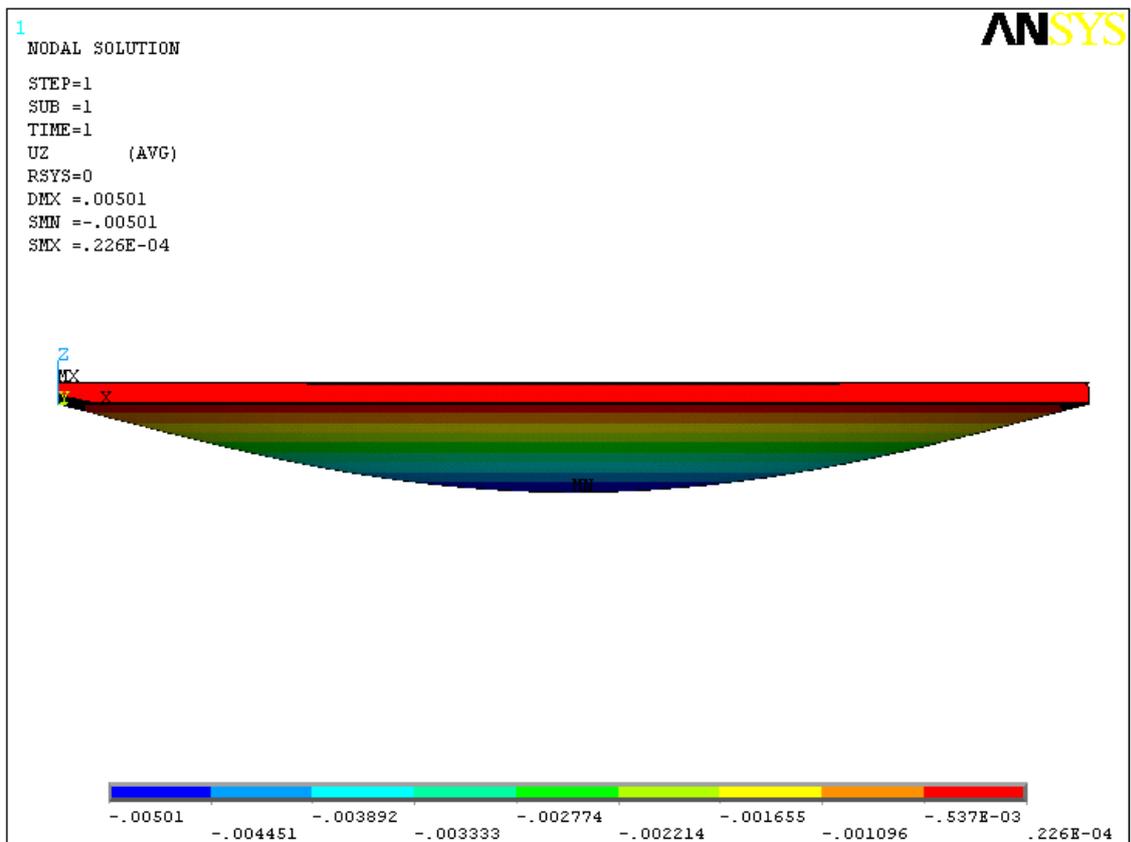
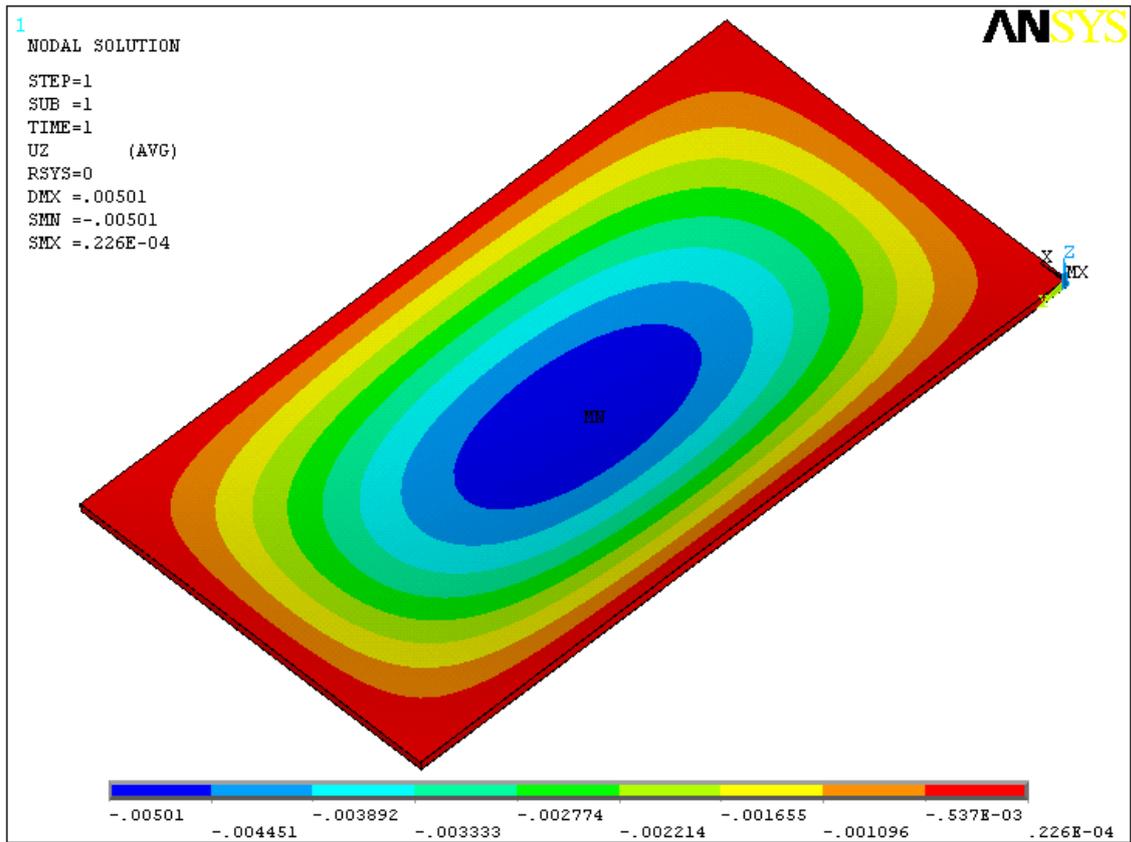


Figura 61: Mappa degli spostamenti nella direzione verticale (misure in m)

Infine il pannello in schiuma di alluminio con le caratteristiche geometriche ottenute dall'analisi di ottimizzazione è stato verificato con le stesse configurazioni di vincolo descritte nella fase I. Le caratteristiche geometriche scelte sono:

- Spessore delle pelli: $t_{skin} = 1.0 \text{ mm}$
- Spessore del core: $t_{foam} = 29.0 \text{ mm}$
- Peso specifico della schiuma di alluminio: $\rho_{foam} = 108.0 \text{ kg/m}^3$; 4% di ρ_{Al}
- Peso totale del pannello: 170.97 kg;
- Peso specifico pannello: 8.46 kg/m^2

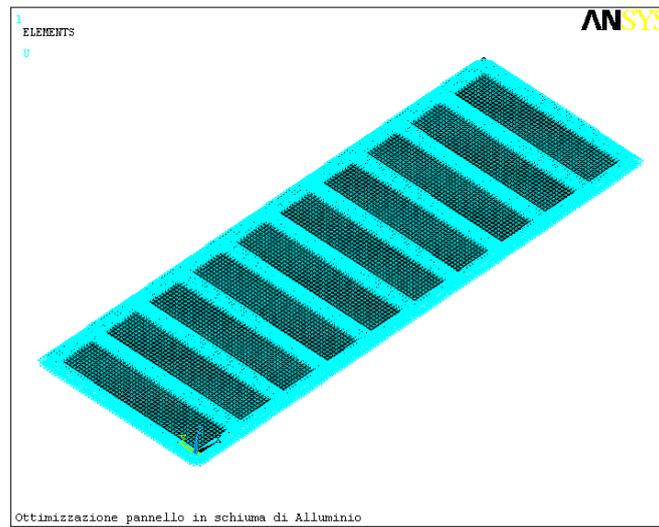


Figura 62: Condizioni di vincolo sul pannello in schiuma di alluminio per l'analisi di verifica

Con tale configurazione si ottengono i seguenti risultati:

- Spostamento massimo: $U_{max} = 0.514 \text{ mm} = \text{width}/1517$
- Coefficiente di sicurezza per la tensione massima nelle pelli: $CS_{skin} = 24$
- Coefficiente di sicurezza per la tensione massima nel core: $CS_{core} = 4.2$
- Tensione massima nelle pelli: $S_{maxskin} = 8.0 \text{ MPa}$
- Tensione massima nel core: $S_{maxfoam} = 0.11 \text{ MPa}$

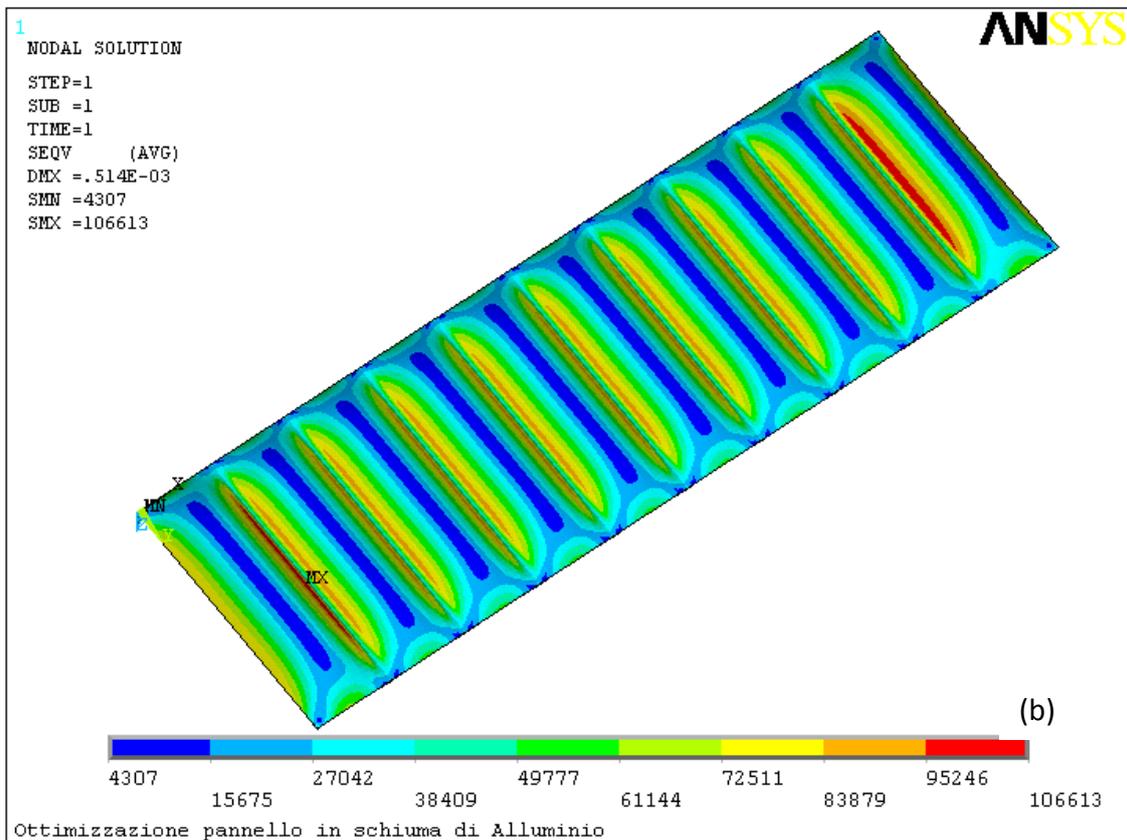
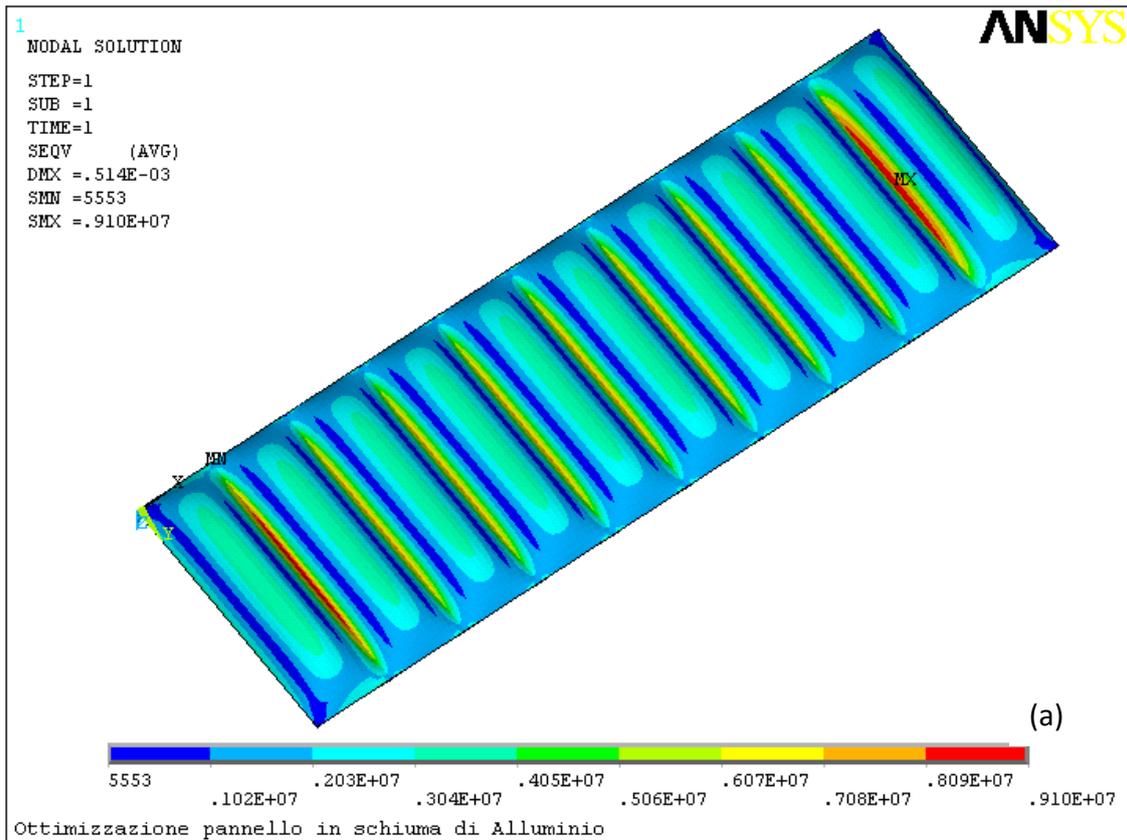


Figura 63: Mappa delle tensioni di Von Mises: (a) distribuzione delle tensioni nelle pelli; (b) distribuzione delle tensioni nel core. (unità di misura in Pa).

Infine la Figura 64 mostra la mappa degli spostamenti (misure in m).

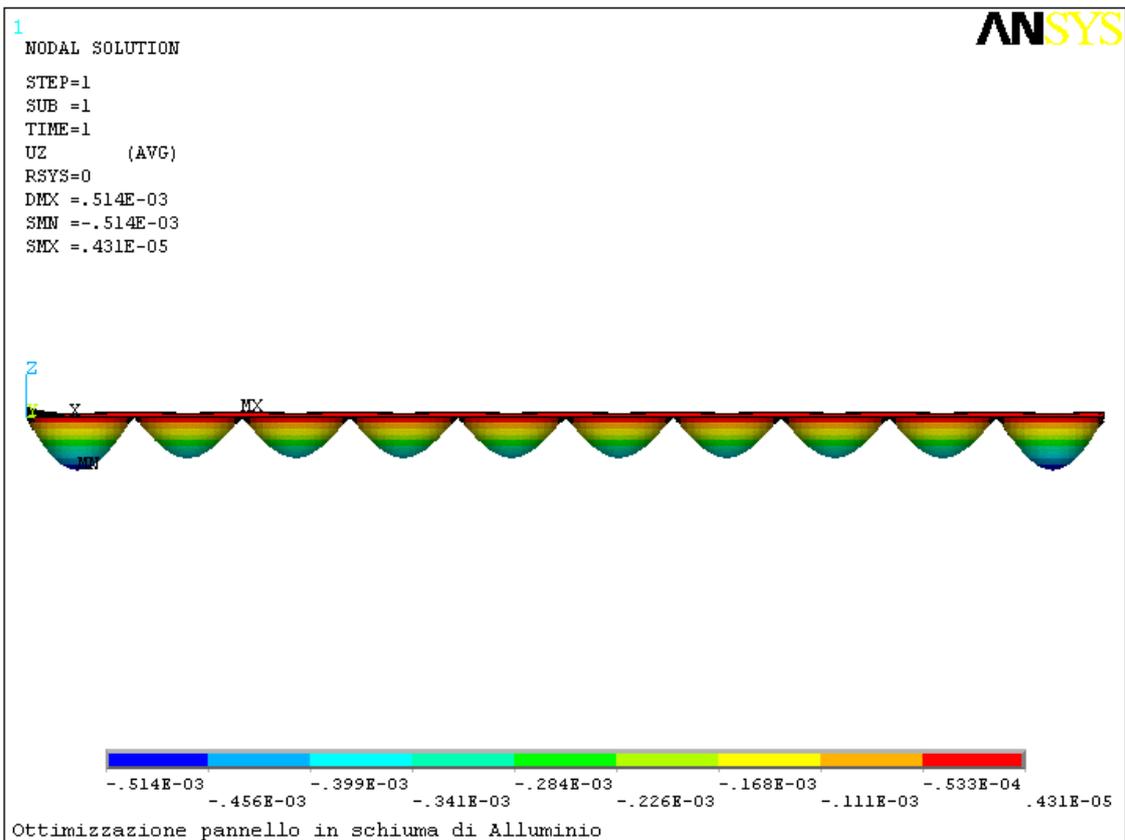
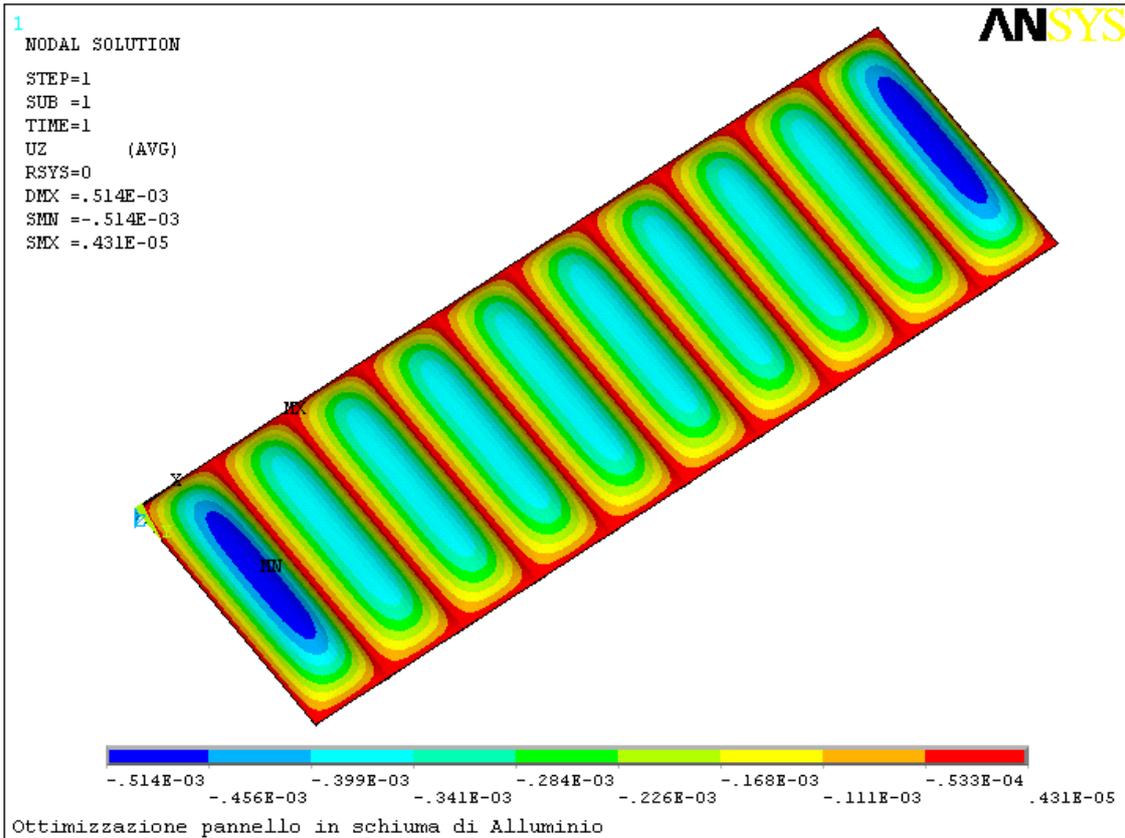


Figura 64: Mappa degli spostamenti nella direzione verticale (misure in m)

Conclusioni

L'utilizzo di un pannello sandwich in schiuma di alluminio ottimizzato ha permesso un risparmio di **peso** pari a circa il **-63%** rispetto alla soluzione tradizionale costituita da una lamiera grecata e un pannello di compensato (**sandwich alluminio: 8,46 kg/m²; soluzione classica: 22,86 kg/m²**). Questo dimostra il grande vantaggio ottenibile dall'utilizzo di questo tipo di soluzione nei mezzi di trasporto collettivi e in particolar modo in quelli ferro-tramviari. Inoltre il sandwich ottimizzato ha uno spessore complessivo di **30 mm** mentre lo spessore della lamiera grecata più il compensato è di **41 mm** complessivi. L'uso delle schiume in alluminio permette pertanto un ulteriore e non secondario vantaggio di ridurre lo **spessore** del pavimento di circa il **-27%** con conseguenti vantaggi da un punto di vista logistico e ingegneristico.

E' tuttavia necessario considerare che, per quanto auspicabile, va verificata la reale fattibilità industriale di un pannello con una densità del core di solo il 4 % della densità dell'alluminio in quanto i valori della densità relativa della schiuma, industrialmente noti per AFS con legame metallurgico, difficilmente sono inferiori a 10 %. Tuttavia, considerando la densità di core di 0.34 g/cc (pannello qualificato), dove gli sforzi di taglio in campo elastico sono di circa 0,5 MPa, avremmo un pannello con pelli da 1 mm che avrebbe un peso superficiale di 14.92 Kg/mq con una riduzione di peso del 35% molto probabilmente ulteriormente incrementabile in quanto una densità maggiore del core e quindi una maggiore resistenza a scorrimento permetterebbe di ridurre lo spessore del core.

Bibliografia

- [1] E.W. Kuenzi, "Flexure of structural sandwich construction," Forest Product Laboratory, report n. 1829, 1951.
- [2] H.G. Allen, *Analysis and design of structural sandwich panels*. Oxford: Pergamon Press, 1969.
- [3] J. Vogel et al., "Characterisation of strength behaviour of aluminium foam sandwiches under static load," vol. 47, 2011.
- [4] L. J. Gibson, "Mechanical behavior of metallic foam," *Annu. Rev. Mater. Sci.*, vol. 30, no. 191, 2000.
- [5] G.C. Barozzi, *Introduzione agli algoritmi dell'algebra lineare*. Bologna: Zanichelli, 1989.
- [6] H.D. Young, *Elaborazione statistica dei dati sperimentali*. Roma: Veschi, 1965.
- [7] M.F. Ashby et al., *Metal Foams: A Design Guide.*: Butterworth-Heinemann, 2001.
- [8] K.Y.G. McCulloch, N.A. Fleck, and M.F. Ashby, "Uniaxial stress-strain behavior of aluminium alloy foams," *Acta Mater.*, vol. 47, p. 2323, 1999.
- [9] B. Pan, K. Qian, H. Xie, and A. Asundi, "Two-dimensional digital image correlation for in-plane displacement and strain measurement: a review," *Meas. Sci. Technol.*, vol. 20.
- [10] C. Eberl, Digital Image Correlation and Tracking, <http://www.mathworks.com/matlabcentral/fileexchange/12413-digital-image-correlation-and-tracking>.
- [11] C. Chen, A.-M. Harte, and N.A. Fleck, "The plastic collapse of sandwich beams with a metallic foam core," *Int. J. Mech. Sci.*, vol. 43, p. 1483, 2000.
- [12] O. Belluzzi, *Scienza delle costruzioni vol. 1*. Bologna: Zanichelli.
- [13] M. Styles, P. Compston, and S. Kalyanasundaram, "The effect of core thickness on the flexural behaviour of aluminium foam sandwich structures," *Compos. Struct.*, vol. 80, p. 532, 2007.