

STUDIO DEL PROCESSO DI SALDATURA “INDUCTION WELDING” APPLICATO A COMPOSITI A MATRICE TERMOPLASTICA

F. CARETTO

ENEA – Unità Tecnica Tecnologie dei Materiali di Brindisi
Centro Ricerche Brindisi



AGENZIA NAZIONALE PER LE NUOVE TECNOLOGIE,
L'ENERGIA E LO SVILUPPO ECONOMICO SOSTENIBILE

STUDIO DEL PROCESSO DI SALDATURA “INDUCTION WELDING” APPLICATO A COMPOSITI A MATRICE TERMOPLASTICA

F. CARETTO

ENEA – Unità Tecnica Tecnologie dei Materiali di Brindisi
Centro Ricerche Brindisi

I Rapporti tecnici sono scaricabili in formato pdf dal sito web ENEA alla pagina
<http://www.enea.it/it/produzione-scientifica/rapporti-tecnici>

I contenuti tecnico-scientifici dei rapporti tecnici dell'ENEA rispecchiano l'opinione degli autori e non necessariamente quella dell'Agenzia.

The technical and scientific contents of these reports express the opinion of the authors but not necessarily the opinion of ENEA.

STUDY OF WELDING PROCESS "INDUCTION WELDING" APPLIED TO THERMOPLASTIC MATRIX COMPOSITES

F.CARETTO

Abstract

In recent years the number of applications that require the use of thermoplastic matrix composites has increased enormously and therefore also the emphasis on the techniques of assembling these materials. In particular, alternative to traditional mechanical fasteners or bonding are of great interest to industry. The present work is the study of a welding process called "induction welding" of a composite material composed of polyphenylene sulfide reinforced with woven carbon fiber. Process parameters such as temperature, pressure, residence time and presence of elements susceptible to welding interface were considered. The number of tests to be conducted has been optimized using techniques DOE (Design of Experiment). The quality of the weld was evaluated with ultrasound and nondestructive mechanical testing.

Keywords: *Welding of thermoplastic matrix composites, Induction welding*

STUDIO DEL PROCESSO DI SALDATURA "INDUCTION WELDING" APPLICATO A COMPOSITI A MATRICE TERMOPLASTICA

Riassunto

Negli ultimi anni il numero di applicazioni che prevedono l'utilizzo di compositi a matrice termoplastica è aumentato enormemente e di conseguenza anche l'attenzione verso le tecniche di assemblaggio di questi materiali. In particolare, sistemi alternativi alle classiche giunzioni meccaniche o all'incollaggio sono di grosso interesse per l'industria. Il presente lavoro consiste nello studio di un processo di saldatura, denominato "induction welding" di un materiale composito costituito da polifenilensolfuro rinforzato con tessuti in fibra di carbonio. Parametri di processo quali temperatura, pressione, tempo di residenza e presenza di elementi suscettibili all'interfaccia di saldatura sono stati considerati. Il numero delle prove da effettuare è stato ottimizzato per mezzo di tecniche DOE (Design of Experiment). La qualità della saldatura è stata valutata con controlli non distruttivi agli ultrasuoni e test meccanici.

Parole chiave: Saldatura di compositi a matrice termoplastica, Saldatura ad induzione

INDICE

1. INTRODUZIONE	7
2. CAPITOLO 1 - Processi di saldatura dei compositi a matrice termoplastica	9
3. Capitolo 2 - Induction welding	19
4. CAPITOLO 3 - Materiali e caratterizzazione termica.....	35
5. CAPITOLI 4 – Parte sperimentale: analisi dei parametri che governano la tecnologia “induction welding” e prove di saldatura.....	43
6. CAPITOLO 5 – Valutazione della qualità della saldatura: prove, risultati e discussione.....	63
7. CONCLUSIONI.....	88
8. RINGRAZIAMENTI.....	91
9. BIBLIOGRAFIA	92
10. APPENDICE A – Caratteristiche CETEX® PPS.....	96
11. APPENDICE B – Report Analisi DOE.....	99

STUDIO DEL PROCESSO DI SALDATURA “INDUCTION WELDING” APPLICATO A COMPOSITI A MATRICE TERMOPLASTICA

1. INTRODUZIONE

Lo sviluppo di strutture sempre più leggere e resistenti a costi sempre più bassi è un fattore fondamentale per l'industria del trasporto, ed in particolare per il settore aeronautico.

I materiali compositi, date le spiccate proprietà specifiche, consentono una riduzione di peso delle strutture con essi realizzate, anche del 25% rispetto alle equivalenti con materiali metallici convenzionali.

I materiali compositi più utilizzati, nei diversi campi dell'ingegneria, sono costituiti da fibre continue (Vetro, Carbonio, Kevlar, etc.) immerse in una matrice plastica (resine epossidiche, resine fenoliche, resine termoplastiche, etc.).

In particolare, i compositi fibrorinforzati a matrice termoplastica (TPC) di più recente sviluppo, le cui matrici costituite da polimeri appositamente studiati quali il: PEEK, PEI, PEKEKK, PPS, stanno trovando sempre più riscontri.

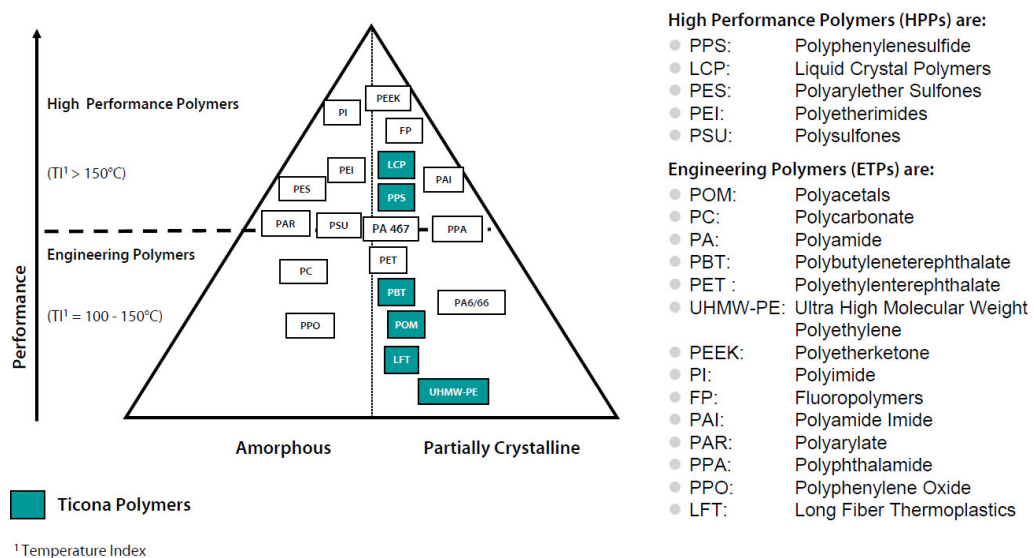


Figura 1 Elenco generale di Engineering e High performance polymers. [Source: Market Information, Celanese]

Riuscendo a raggiungere proprietà meccaniche paragonabili a quelle dei compositi termoindurenti, rispetto a questi presentano vantaggi in termini di: resistenza agli urti, resistenza agli stress ambientali (umidità, temperatura, fluidi aggressivi), capacità di deformazione, shelf-life e rapidità dei cicli di processo.

Per contro presentano: alte temperature di processo, processabilità non ancora implementate del tutto, scarsa reperibilità ed elevato costo dei materiali [1].

La realizzazione di una struttura deve inevitabilmente tener conto di fattori quali: ispezionabilità, accessibilità, riparazione dei componenti e trasporto, che rendono inevitabile l'utilizzo di giunzioni. Per i TPC poi, l'impiego di giunzioni è ancora più frequente per via della loro bassa deformabilità che ne limita l'utilizzo a geometrie semplici.

I sistemi di assemblaggio tra componenti in materiale composito possono essere sostanzialmente suddivisi in fissaggio meccanico e giunzione continua (Fig. 2). Le giunzioni continue possono essere ulteriormente classificate in incollaggio tramite adesivo e saldatura. Tramite fissaggio meccanico e incollaggio si possono unire tutti i materiali, metalli compresi, e le parti da unire possono anche essere di natura diversa. Invece, la saldatura di materie plastiche richiede ai materiali presenti sull'interfaccia comune di fondere, è quindi applicabile solo ai materiali termoplastici.

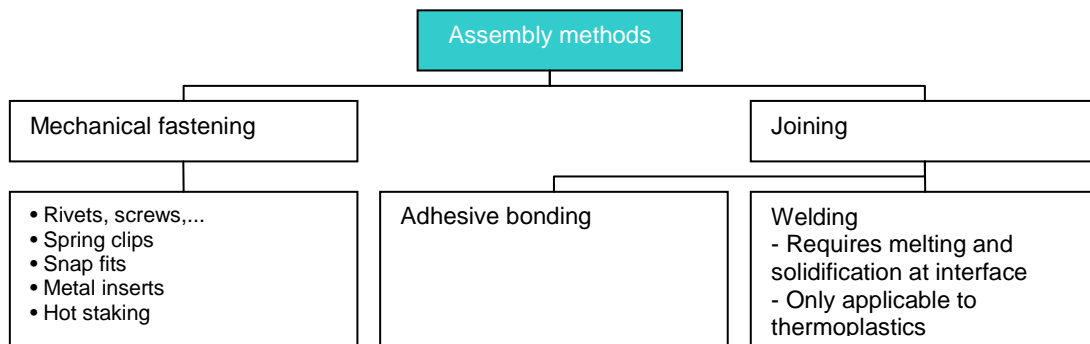


Figura 2 Tecniche di assemblaggio dei TPC

La giunzione dei vari componenti è un passaggio critico poiché introduce nella struttura un numero di irregolarità che sono potenziali punti di indebolimento e fonte di un'inevitabile aggiunta di peso [2].

Tecniche di giunzione meccaniche sono utilizzate per i TPC, ma con il limite di introdurre importanti punti di concentrazione degli stress, di essere causa di fenomeni di corrosione galvanica, di infiltrazione dei liquidi, di delaminazione del composito nella fase di foratura, e di dare luogo ad un consistente aumento di peso e di lavoro per poterle realizzare.

Le giunzioni tramite adesivi, realizzando delle connessioni continue, evitano la presenza di punti di concentrazione degli stress e pertanto risultano più vantaggiose rispetto alle giunzioni meccaniche. Questa tecnica però, presenta il limite dell'intenso lavoro necessario per la preparazione delle superfici da incollare (a causa della notevole inerzia chimica che caratterizza le matrici termoplastiche è necessario eliminare i contaminanti, aumentare la rugosità e la bagnabilità delle superfici) e dei lunghi tempi di cura degli adesivi [3].

C'è da aggiungere inoltre, che il successo dei TPC è anche dovuto alla loro facile riciclabilità e pertanto l'impiego di adesivi, in particolare epossidici, è una soluzione che i fabbricanti cercano di evitare quanto più possibile poiché limita la riciclabilità dei componenti stessi [4].

2. CAPITOLO 1 - PROCESSI DI SALDATURA DEI COMPOSITI A MATRICE TERMOPLASTICA

Le tecniche di giunzione tramite fusione, denominate saldature, evitano tutti i problemi presenti nelle altre tecniche, e sono per questo considerate le pratiche di assemblaggio ideali per i TPC [5].

Le due superfici dei TPC da unire sono portate ad una temperatura tale da far fondere la matrice presente su di esse.

In queste condizioni e sotto l'azione di un'opportuna pressione, il polimero all'interfaccia è libero di fluire ed amalgamarsi; la successiva fase di raffreddamento porta a consolidare la giunzione.

Oggi, tecniche di saldatura di TPC sono già usate in applicazioni commerciali e parti di aeroplano, come Airbus A380 e il Boeing 787 Dreamliner (Figura 3), sono unite tramite saldatura [6].

Queste tecniche, soprattutto se utilizzate per componenti soggetti a carichi dinamici, non sono ancora considerate troppo affidabili e in questi casi si usa rinforzare la saldatura con giunzioni di tipo meccanico.



Figura 3 Boeing 787 Dreamliner

Le tecniche di saldatura di polimeri termoplastici sono industrialmente già consolidate, ma i relativi parametri di processo non possono essere direttamente estrapolati ed impiegati per la saldatura dei TPC, questo data la notevole influenza che hanno le fibre di rinforzo.

Ad esempio, nel caso di TPC con un'alta percentuale di fibre di rinforzo, la resina a disposizione per la saldatura può non essere sufficiente per avere una giunzione di qualità.

Oltretutto se il rinforzo è in fibra di carbonio, l'alta conducibilità termica ed elettrica di questa fibra crea problemi di riscaldamento irregolare, distorsione e delaminazione.

In funzione di come viene fornito il calore necessario per la fusione le tecniche di saldatura si possono raggruppare in tre grandi categorie: frictional welding, thermal welding e electromagnetic welding (Figura 4) [7].

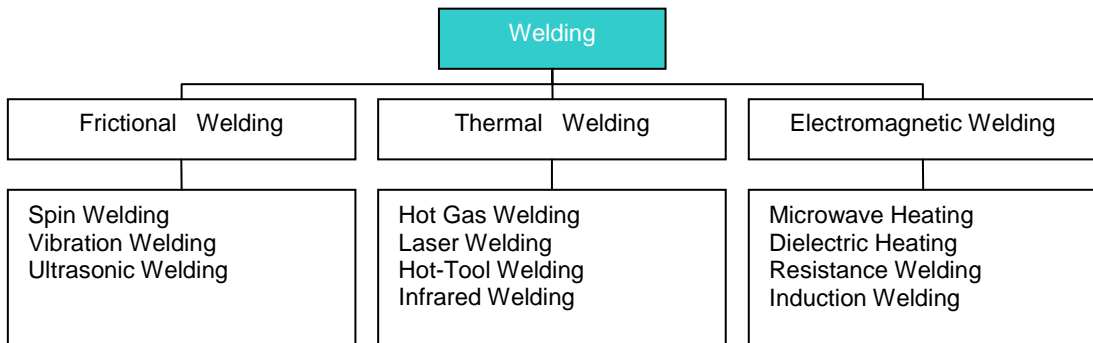


Figura 4 Tecniche di saldatura

1.1 Frictional Welding

1.1.1 Spin welding

Nel processo spin welding una delle parti da saldare è tenuta fissa mentre l'altra ruota ad una velocità ben determinata (Figura 5).

Quando le due parti sono pressate una all'altra, il calore generato dalla frizione causa la fusione del polimero. Una volta raffreddato il sistema risulta saldato.

I principali parametri di processo sono:

- velocità tangenziale (dai 3 ai 15 m/s);
- velocità angolare (dai 1000 ai 18000 rpm);
- tempo di saldatura (da 0,25 a 1 s);
- pressione (da 2 a 5 MPa).

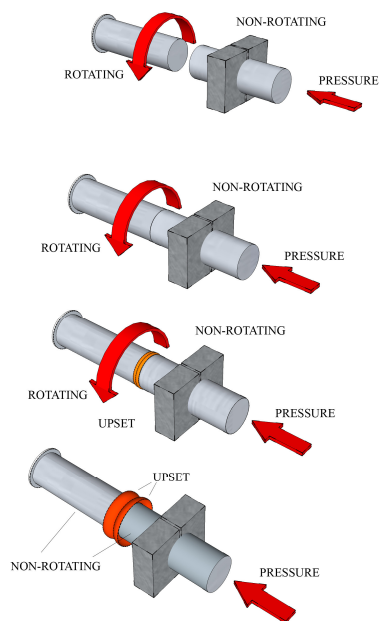


Figura 5 Rappresentazione schematica del processo “spin welding”

1.1.2 Vibration welding

Nel processo vibration welding o linear friction welding, le superfici sono strofinate una all'altra, in un movimento oscillatorio, così come rappresentato in Figura 6.

Il lavoro meccanico di frizione viene convertito in calore, che si concentra sull'interfaccia da saldare, finchè non si origina un film di materiale fuso. A questo punto, mantenendo sempre la pressione, segue una fase di raffreddamento.

I principali parametri di processo sono:

- frequenza del moto di vibrazione (dai 120 Hz ai 240 Hz);
- ampiezza del moto di vibrazione (meno di 5 mm);
- pressione di saldatura;
- tempo di saldatura (da 1 a 10 s);

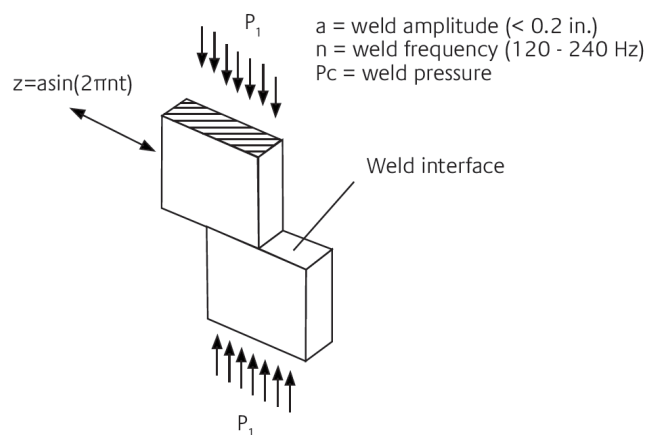


Figura 6 Rappresentazione schematica del processo "vibration welding"

Le tecniche di spin e vibration welding seppur ampiamente usate per i termoplastici puri, sono meno indicate per i TPC. Infatti, il movimento relativo tra le interfacce può causare un deterioramento della microstruttura del composito, come ad esempio delaminazioni o rottura delle fibre [8].

1.1.3 Ultrasonic Welding

Con il sistema ultrasonic welding la possibilità di concentrare il calore necessario per la fusione in strati molto più sottili fa sì che l'impatto sulle componenti da saldare sia molto più ridotto rispetto alle due precedenti tecnologie, pertanto questa tecnica risulta più indicata per saldare i TPC [9] [10] [11].

Il principio di saldatura ad ultrasuoni (Figura 7) presuppone la generazione di calore per attrito intermolecolare all'interfaccia delle due parti da saldare. Vibrazioni meccaniche ad alta frequenza vengono generate da un dispositivo ad ultrasuoni e mediante un sonotrodo, trasmesse ad una delle due componenti da saldare fino a raggiungere l'interfaccia di saldatura. Il calore generato localmente sull'interfaccia rammollisce la matrice plastica delle due parti fino a generare un fluido viscoso che sotto l'azione di una pressione esterna, fluisce fino a

coprire l'intera superficie da saldare. Benatar e Gutowski [9], i primi ad introdurre il processo di ultrasonic welding nel campo dei TPC, identificano cinque fattori, fortemente connessi tra loro, alla base del processo: (i) meccanica e vibrazioni dei componenti da saldare; (ii) riscaldamento viscoelastico della resina termoplastica; (iii) calore trasferito; (iv) flusso e bagnabilità; e (v) diffusione intermolecolare.

Per facilitare la generazione di calore ed un corretto aumento di temperatura, sulle superfici dei TPC da saldare si creano delle asperità, di geometria ben definita, denominate *energy directors* che giocano un ruolo fondamentale nell'intero processo e da esse dipende la qualità della saldatura.[12]

Date le difficoltà nell'inserire gli *energy director* sulla superficie dei laminati TPC, numerosi studi si sono indirizzati nel valutare la possibilità realizzare dei processi di saldatura senza ricorrere al loro uso [12] [13] [14].

I principali parametri di processo sono:

- frequenza (dai 20 kHz ai 40 kHz);
- ampiezza del moto di vibrazione (meno di 50 μm);
- pressione di saldatura (da 1 a 10 MPa);
- tempo di saldatura (1 s);
- posizione dell'*energy director*;

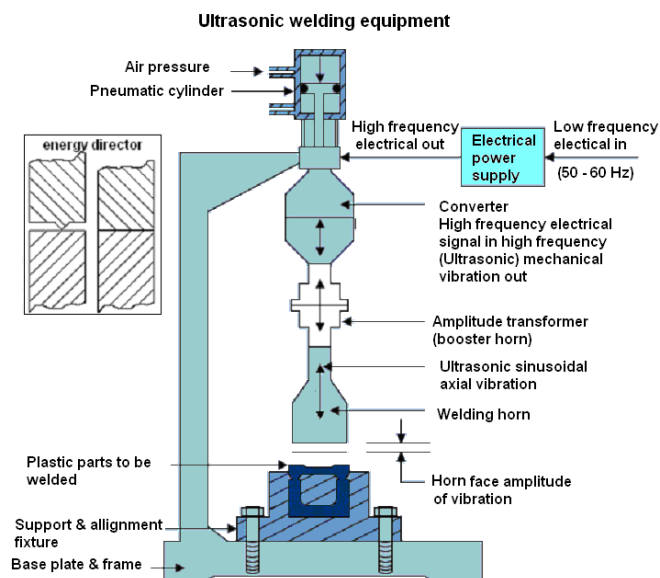


Figura 7 Rappresentazione schematica del processo “ultrasonic welding”

1.2 Thermal Welding

1.2.1 Hot gas welding

In questo processo un flusso di gas caldo, normalmente aria, viene impiegato per riscaldare e fondere sia il materiale d'apporto che le facce dei componenti da saldare (Figura 8).

Hot gas welding è un processo manuale, relativamente lento e il calore viene trasferito su tutta la sezione da saldare, risulta pertanto poco indicato per saldare TPC.

I principali parametri di processo sono:

- temperatura (dai 80 ai 100 °C oltre la temperatura di fusione del materiale da saldare nel caso di polimeri semicristallini);
- velocità (da 0,1 a 0,3 m/min);
- pressione di saldatura;
- posizione della testa saldante;

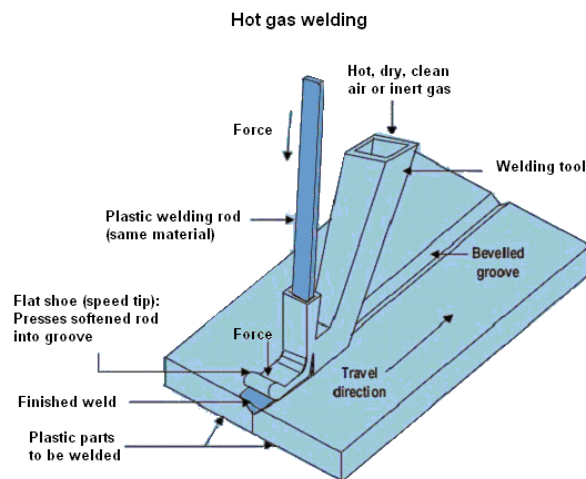


Figura 8 Rappresentazione schematica del processo “hot gas welding”

1.2.2 Laser welding

Nel laser welding le componenti sono tenute insieme da una moderata pressione. Il fascio laser, con una lunghezza d'onda nella regione del vicino infrarosso (tra gli 800nm e i 1100nm), passa attraverso una delle parti, trasparente alla radiazione laser stessa (Figura 9). La radiazione è assorbita dalla faccia superiore del secondo componente che si scalda e trasferisce il calore al componente superiore. Il materiale si porta a fusione ed in seguito al raffreddamento solidifica, formando il cordone di la saldatura. Ad oggi la letteratura che riguarda processo il di laser welding su TPC è scarsa [15].

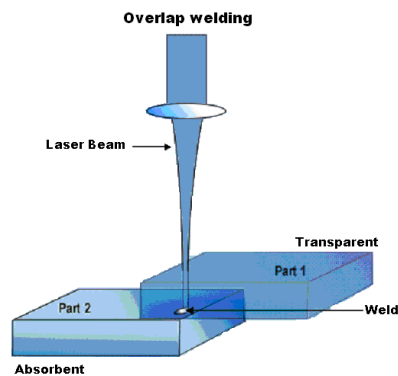


Figura 9 Rappresentazione schematica del processo “laser welding”

1.2.3 Hot-Tool Welding

In questo processo le componenti da saldare sono pressate su un elemento scaldante. Una volta raggiunta la temperatura idonea, l'elemento scaldante viene rimosso e le due parti pressate una all'altra. Il sistema, una volta raffreddato, risulta saldato (Figura 10).

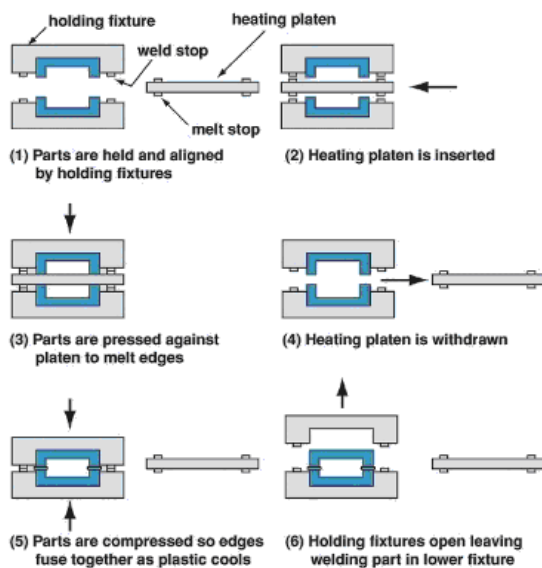


Figura 10 Rappresentazione schematica del processo "hot tool welding"

La pressione necessaria al processo è relativamente bassa (0.1-0.5 MPa) e le componenti da saldare possono avere anche grosse dimensioni. Ovviamente la temperatura di processo dipende soprattutto dallo specifico termoplastico. Polimeri amorfi devono essere processati a temperature di 100-160°C superiori alla temperatura di transizione vetrosa (T_g). Polimeri semicristallini hanno bisogno di superare la temperatura di fusione (T_m) di 40-100°C. Con questa tecnica si possono saldare termoplastici di natura diversa, la temperatura all'interfaccia può essere accuratamente controllata e si possono saldare superfici anche non perfettamente regolari. Studi di saldatura di TPC in PPS rinforzato con fibra di carbonio, mediante hot-tool welding, hanno evidenziato problemi dovuti alla matrice che una volta fusa fuoriesce in modo non controllato dal TPC; si perde quindi la giusta proporzione fibra/matrice, si sporcano gli stampi rendendo difficile pensare di automatizzare il processo [16].

1.2.4 Infrared Welding

Per superare i problemi presenti nel hot tool welding la piastra scaldante è sostituita con un telaio su cui sono montate lampade ad infrarossi in grado di riscaldare il TPC, fino a far raggiungere la temperatura di fusione al polimero, senza aver alcun contatto con esso. Raggiunta la temperatura desiderata, le lampade sono rimosse e i componenti pressati uno all'altro, una volta raffreddati, il tutto risulta saldato. (Fig.1.9) [16].

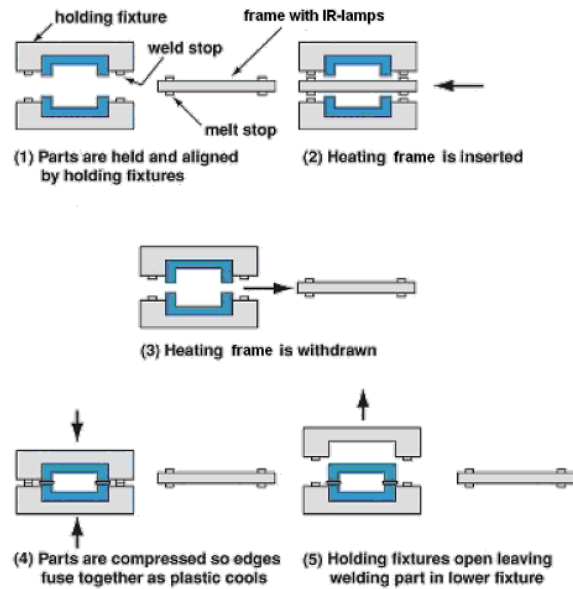


Figura 11 Rappresentazione schematica del processo "infrared welding"

1.3 Electromagnetic Welding

1.3.1 Microwave/Dielectric Welding

Microwave e dielectric welding sono processi applicati nella saldatura di componenti in termoplastico [16] in cui le superfici da unire sono portate a fusione applicando energia elettromagnetica ad alta frequenza (1-100MHz per il dielectric e 1-300 GHz per il microwave welding). Ovviamente il processo è fortemente legato al tipo di materiale ad esempio, i termoplastici polari sono suscettibili a questo tipo di campo elettromagnetico, in grado di causare la vibrazione delle loro molecole. Queste vibrazioni, che sono funzione della geometria e del momento di dipolo delle molecole, si trasformano in energia termica che causa la fusione del materiale. Entrambi i processi sono difficilmente utilizzabili per la saldatura di TPC, sia perché il riscaldamento è di tipo volumetrico e sia per il notevole effetto schermante che si ha nel caso di compositi rinforzati con fibra di carbonio [17] [18] [19] [20].

1.3.2 Resistance Welding

Il processo di resistance welding utilizza un inserto, conduttore elettrico, posizionato tra i due pezzi da saldare. L'inserto, una volta connesso ad un generatore di corrente elettrica, per effetto Joule si scalda fino a far fondere il termoplastico di interfaccia. Con l'aiuto di un'opportuna pressione, il fuso diffonde e bagna i due aderenti. A saldatura ultimata l'inserto resta intrappolato nel componente (Figura 12).

Gli elementi scaldanti sono in genere fili, trecce, reti metalliche o tow in fibre di carbonio. In genere si utilizza corrente continua o alternata a bassa frequenza.

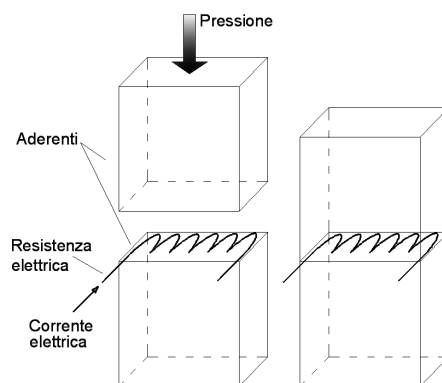


Figura 12 Rappresentazione schematica del processo “resistance welding”

Questo tipo di saldatura può essere agevolmente utilizzata per ogni tipo di TPC, tranne che per quelli fortemente caricati con fibra di carbonio infatti, questa fibra potrebbe cortocircuitare la resistenza elettrica. Per ovviare a ciò si utilizzano dei film termoplastici che isolano la resistenza e nello stesso tempo, una volta fusi, forniscono materiale d'apporto utile alla saldatura.

Un modello di resistance welding proposto da Xiao e al. [21] è in grado di sviluppare lap shear strength superiori ai 33 MPa e resistere a stress ambientali di tipo caldo/umido. TPC in

carbonio sono stati saldati utilizzando come inserto scaldante un ply dello stesso prepreg con cui sono realizzati i due aderenti.

Lo stesso metodo è stato inoltre impiegato per riparare componenti aeronautici, utilizzando film in PEEK o PEI (polyetherimide) [22].

I principali parametri di processo sono:

- potenza elettrica (da 30 a 60 kW/mq);
- pressione di saldatura (da 0,1 a 1,4 MPa);
- tempo di saldatura (da 30 s a 5 min);
- tipologia di elemento scaldante

Il limite di questa tecnologia è il dover abbandonare l'inserto scaldante all'interno della saldatura, questo rappresenta ovviamente un elemento di indebolimento.

1.3.3 Induction Welding

Nella categoria delle electromagnetic welding rientra anche la saldatura per induzione o induction welding, processo mediante il quale il pezzo in lavorazione viene portato a temperature utilizzando il principio dell'induzione elettromagnetica. Nel paragrafo che segue viene illustrato con maggior dettaglio il principio alla base di questo processo e le problematiche che lo riguardano.

3. CAPITOLO 2 - INDUCTION WELDING

Negli ultimi anni la tecnica di riscaldamento per induzione, che da circa un secolo è ampiamente utilizzata per i materiali metallici, è stata proposta anche per i materiali compositi a matrice termoplastica (TPC). La tecnologia si è dimostrata particolarmente vantaggiosa soprattutto per applicazioni di saldatura, in cui l'assenza di contatto tra pezzo da saldare e sorgente di calore ha dato notevoli vantaggi riducendo i tempi di processo, aumentando la versatilità e le tipologie di materiali saldabili [23] [24] [25].

La saldatura ad induzione è un processo mediante il quale il pezzo in lavorazione è portato a temperatura utilizzando il principio dell'induzione elettromagnetica; è quindi un procedimento adatto per la saldatura di materiali conduttori o ferromagnetici.

2.1 Principio di funzionamento

Il sistema di saldatura è composto da un generatore di energia elettrica ad alta frequenza che alimenta una bobina di induzione (Figura 13). La bobina ha lo scopo di generare un campo elettromagnetico (c.e.m.) ad alta frequenza (da qui il nome inglese di High Frequency Induction Welding).

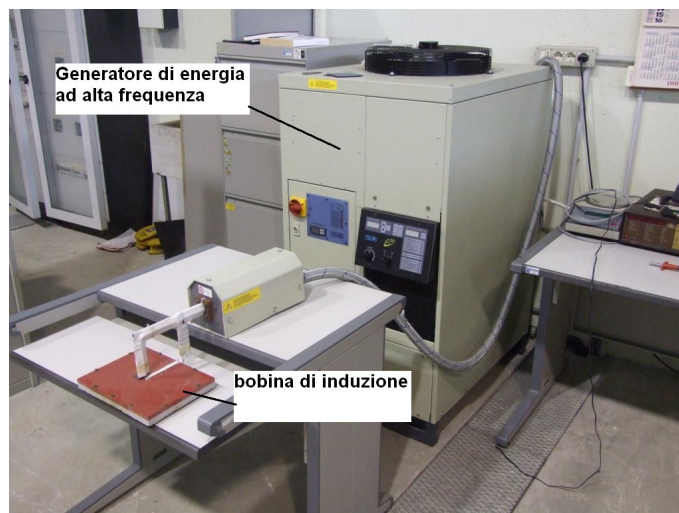


Figura 13 Apparato di induction welding .

A questo punto se un materiale conduttore e/o suscettibile magneticamente viene immerso nel c.e.m., in esso circoleranno delle correnti elettriche parassite o eddy currents con frequenza pari a quella del c.e.m.. Queste correnti a loro volta porteranno il pezzo a riscaldarsi per effetto Joule.

Nei materiali ferromagnetici oltre all'effetto Joule, il riscaldamento è dovuto anche a fenomeni di isteresi elettromagnetica. Nella realtà la maggior parte dei materiali presenta un comportamento ibrido tra i due e quindi il riscaldamento avviene per combinazione dei due meccanismi suddetti, ragion per cui il set-up di saldatura è fortemente influenzato dal pezzo da saldare e dal materiale con cui è realizzato. Anche i materiali non magnetici, come i polimeri termoplastici, possono essere saldati per induzione, impiantando all'interno di essi delle particelle di materiale ferromagnetico che vengono scaldate dall'applicazione del c.e.m.

ed in grado quindi di cedere il loro calore, per conduzione termica, al materiale circostante (Figura 14).

Nel caso dei TPC con rinforzo costituito da fibra di carbonio, i circuiti chiusi, entro cui far circolare le eddy currents, sono i tessuti di rinforzo stessi.

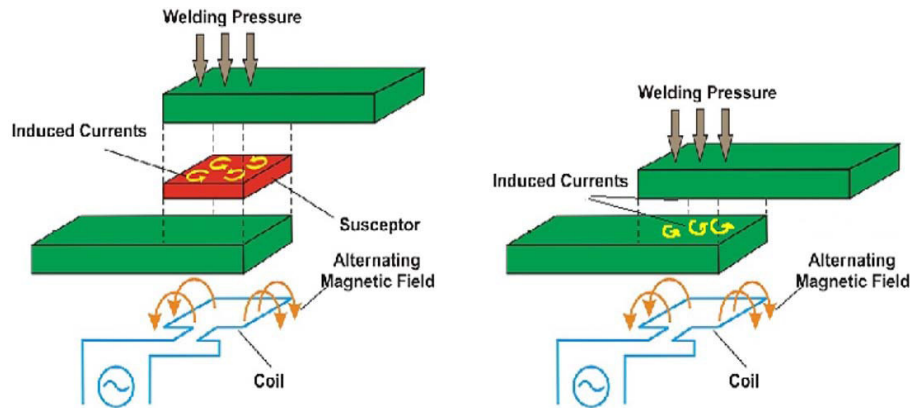


Figura 14 Induction welding process; susceptor and susceptorless heating

L'impianto di saldatura essenzialmente è costituito da quattro componenti: il generatore di energia ad alta frequenza, la bobina di riscaldamento, il pezzo in lavorazione ed infine tutti i dispositivi ausiliari (sistema di raffreddamento, afferraggi, etc).

Il generatore di energia elettrica ad alta frequenza è il componente fondamentale del processo. Esso è costituito da un raddrizzatore che per un miglior controllo dei parametri di processo, trasforma in corrente continua la corrente alternata (400V, 50HZ) con cui è alimentato, per poi nuovamente trasformarla, tramite l'inverter del secondo stadio, in corrente alternata ad alta frequenza. I parametri in uscita (tensione, frequenza e potenza) sono definiti dal tipo di bobina e dal componente da saldare. Per migliorare l'efficienza della bobina è inserito uno stadio di accoppiamento (load matching).

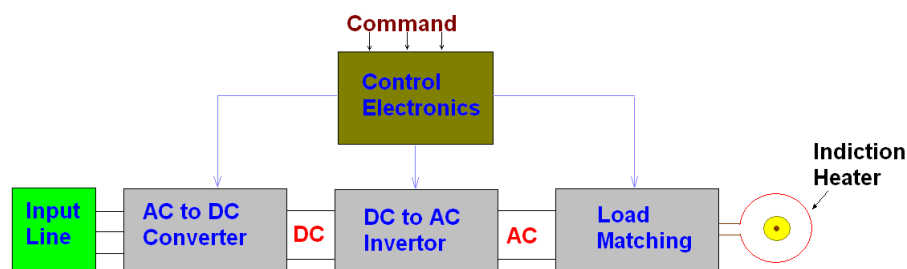


Figura 15 Induction heating solid state power supply basic block diagram

I generatori di corrente ad alta frequenza possono essere di due tipi, in funzione del dispositivo di conversione della corrente continua in corrente ad alta frequenza.

I dispositivi che impiegano valvole termoioniche, sono i più datati, lavorano nel range tra i 200kHz e i 2MHz e con potenze superiori ai 10 KW, hanno però una bassa efficienza (55-60%) e pertanto quando è possibile, si preferisce usare dispositivi allo stato solido [26].

Quest'ultimi, basati su tecnologia MOS FET, hanno frequenze di lavoro fino ad 1 MHz e rendimenti che arrivano al 95%.

L'energia del generatore passa nel pezzo da saldare per mezzo della bobina di induzione, secondo un meccanismo che segue il "principio del trasformatore" [27] dove la bobina di riscaldamento è vista come l'avvolgimento primario di un trasformatore e il pezzo da saldare come l'avvolgimento secondario.

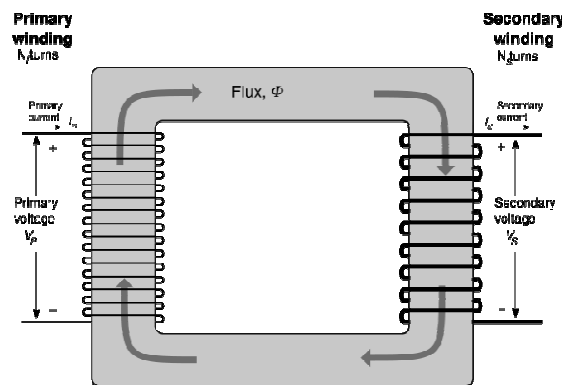


Figura 16 Schema di principio del trasformatore

Nel caso ideale in cui il 100% dell'energia passa dalla bobina al pezzo, attraverso l'aria, in accordo con il principio del trasformatore, vale la relazione $I_w = N_c I_c$ dove I_w è la corrente che circola nel pezzo da saldare, N_c il numero di spire della bobina e I_c la corrente che circola in essa.

L'energia trasferita nel pezzo sarebbe allora:

$$E_w = P_w \cdot t = I_w^2 \cdot R_w \cdot t = N_c^2 \cdot I_c^2 \cdot R_w \cdot t$$

Ovviamente, nella realtà non tutta l'energia viene trasferita nel pezzo da saldare e pertanto nell'equazione, dovrebbe essere inserito un opportuno coefficiente di accoppiamento che tenga conto di una serie di fattori quali la geometria del pezzo, la geometria della bobina di induzione nonché della distanza tra loro [27] [28].

La bobina di induzione deve essere progettata in modo tale da concentrare quanto più possibile il campo magnetico nella zona da saldare. Così, per avere un processo efficiente e un riscaldamento uniforme si deve tener conto che:

- il flusso magnetico è massimo in prossimità della bobina. Pertanto, per massimizzare il trasferimento di energia questa dovrà essere quanto più vicino possibile alla zona di saldatura [26] [29]. La distanza influisce anche sul tempo di saldatura, alcuni studi mostrano come raddoppiando questo parametro, il tempo può aumentare fino al 400% [30].
- le connessioni della bobina al generatore, distorcono il c.e.m., rendendolo asimmetrico anche se la bobina è simmetrica. In prossimità delle connessioni il c.e.m. è più debole poiché i due fili paralleli che le costituiscono, producono ciascuno un c.e.m. che annulla l'altro [27].
- per gli stessi motivi detti nel punto precedente, si deve evitare che nella geometria della bobina vi siano due tratti di filo che corrono paralleli [27] [31].

- quando si lavora con i compositi, si utilizzano frequenze molto più levate che non con i metalli, si dovrà perciò prevenire la tendenza alla formazione di archi elettrici tra le spire della bobina [31].

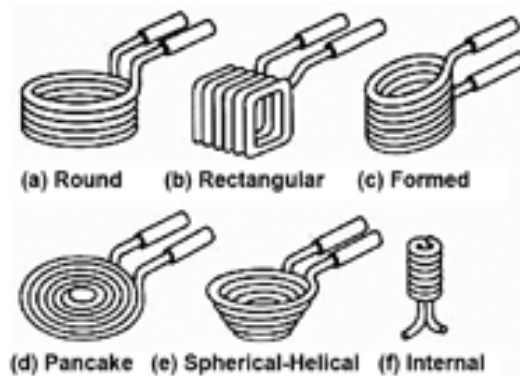


Figura 17 Multiterminal coils designed for heating parts of various shapes: (a) round; (b) rectangular; (c) formed; (d) pancake; (e) spiral-helical; (f) internal [33]

Il trasferimento di energia al pezzo da saldare viene massimizzato attraverso la regolazione dei tre parametri di induzione: tensione, potenza e frequenza con cui si alimenta la bobina di induzione. Questa operazione è compiuta dallo stadio di accoppiamento “load matching” (Figura 15). I parametri di regolazione dovranno tener conto non solo della tipologia della bobina, ma anche del pezzo in lavorazione.

Figura 18 riporta il circuito elettrico equivalente che tiene conto del generatore, della bobina e del componente da saldare.

R_p è la resistenza della bobina, R_s è la resistenza incontrata dalle eddy currents, riportata al circuito primario del trasformatore equivalente, X_{Lp} è la reattanza della bobina, X_{Ls} e X_{Lg} le reattanze, riportate al circuito primario, rispettivamente del pezzo da saldare e dell'aria interposta tra pezzo e bobina.

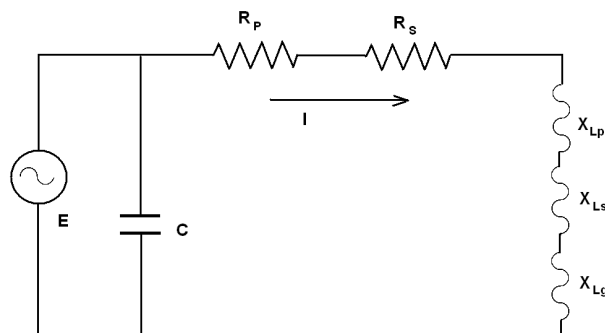


Figura 18 Circuito equivalente del sistema di riscaldamento per induzione [17]

In sintesi, la corrente I , in uscita dal generatore, è influenzata non solo dalla bobina, ma anche dal pezzo in lavorazione e dalla distanza tra i due, ragion per cui per ogni applicazione il processo va opportunamente settato.

Come anticipato tra i dispositivi ausiliari troviamo gli afferraggi con cui i componenti da saldare vengono fissati. Essi dovranno essere appositamente studiati, in particolare si dovrà evitare l'uso di materiali magneticamente suscettibili in prossimità del c.e.m.; quando ciò non può evitarsi, si dovrà provvedere a raffreddarli con idonei sistemi. Tra i dispositivi ausiliari troviamo anche i sistemi con cui si applica la pressione di saldatura che per sistemi di saldatura in continuo, può essere schematizzato come in Figura 19.

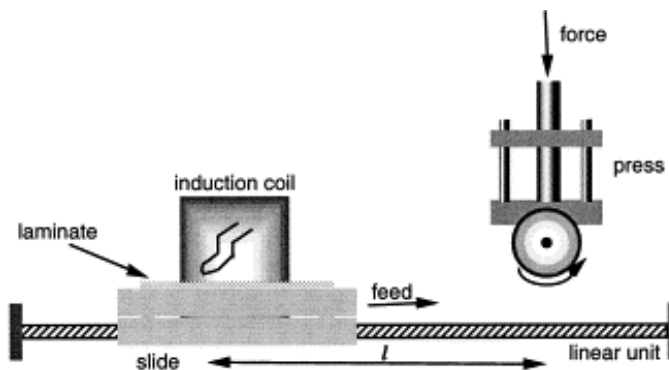


Figura 19 Rappresentazione schematica di un processo di saldatura continuo [30]

Le modalità e la distribuzione del calore, all'interno del pezzo da saldare, sono fortemente influenzati dalla natura del materiale con cui esso è realizzato.

Infatti, il materiale stesso può essere suscettibile al c.e.m. e generare il calore necessario alla saldatura.

In alternativa uno strato di materiale con caratteristiche ferromagnetiche può essere inserito tra gli aderenti allo scopo di concentrare il calore generato, soprattutto quando i componenti non sono suscettibili al campo elettromagnetico.

La prima modalità ha evidenti vantaggi poiché l'assenza di inserti sull'interfaccia di saldatura evita la presenza di corpi estranei che andrebbero inevitabilmente a ridurre le proprietà della saldatura.

Per poter ottenere il riscaldamento per induzione e quindi la possibilità di saldatura, innanzitutto è necessario che il pezzo presenti dei circuiti chiusi entro cui possano circolare le eddy currents. L'energia prodotta sarà pari a $E=I^2Rt$, con I la corrente elettrica che circola nel circuito, R la resistenza e t il tempo di esposizione al c.e.m.. La velocità di riscaldamento è funzione della frequenza delle eddy currents, di R , del calore specifico e dalla permeabilità del materiale [26].

Le eddy current circolano in una zona del componente che è l'immagine speculare della bobina di riscaldamento, questo perché a loro volta debbono produrre un c.e.m. che tende ad annullare il campo che le genera. Come conseguenza si ha una certa difficoltà nel far penetrare il c.e.m. nelle regioni più profonde del pezzo.

I meccanismi che governano il riscaldamento dei TPC per induzione elettromagnetica sono stati ampiamente studiati negli anni passati e diversi modelli sono stati proposti.

Tre meccanismi di riscaldamento sono stati individuati, legati all'effetto Joule lungo le fibre e a fenomeni di perdite per isteresi e resistenza di contatto sulle giunzioni tra fibre perpendicolari (Figura 20).

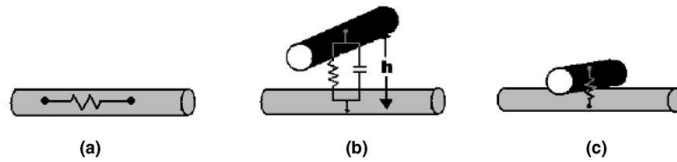


Figura 20 Induction heating mechanisms: (a) Fibre heating, (b) dielectric hysteresis and (c) contact resistance [45].

Il riscaldamento per effetto Joule lungo le fibre è il contributo più importante [34], esso è funzione della lunghezza, resistività e diametro delle fibre; importante è anche la presenza di una bassa resistenza di contatto tra fibre perpendicolari, questo affinché si abbiano dei circuiti chiusi entro cui le eddy currents possano circolare.

Sulle giunzioni, tra fibre perpendicolari, possiamo trovare un sottile strato di matrice. Applicando un c.e.m. al TPC, tra le fibre si viene a creare un effetto “condensatore”, in cui il dielettrico si riscalda poiché al suo interno si generano dei movimenti di cariche elettriche e/o rotazioni molecolari. Il sistema può essere modellato come in Figura 20(b), dove la resistenza elettrica tra le fibre, a cui è associabile la dissipazione di calore, aumenta all'aumentare della distanza tra le fibre e al diminuire del loro diametro. Ovviamente il calore dissipato è anche funzione del polimero di cui è costituita la matrice [31].

Infine, se il contatto tra fibre perpendicolari è tale per cui gli elettroni riescono comunque a fluire da una parte all'altra, si instaura un meccanismo di riscaldamento dovuto ancora all'effetto Joule. Questo fenomeno cresce al crescere del rapporto volumetrico fibra/matrice del TPC, così se ad esempio durante il fenomeno di saldatura, quando la pressione di consolidamento viene applicata e per effetto squeeze-out la matrice tende a fluire verso l'esterno, si determina un impoverimento del contenuto di polimero e si perde così il controllo sul riscaldamento.

L'effetto di riscaldamento lungo le fibre è fortemente legato alla resistenza di contatto tra fibre che si incrociano, se questa non è sufficientemente bassa per creare i circuiti chiusi entro cui possono circolare le eddy currents, l'unico contributo al riscaldamento rimane quello delle perdite per isteresi sulle giunzioni, questo accade soprattutto quando si ha a che fare con pre-pregs dove il contatto tra fibre è meno efficace.

2.1.1 Elementi riscaldanti

Un'altra componente a cui affidare il riscaldamento dei pezzi da saldare è legata al fenomeno dell'isteresi magnetica. Nei materiali ferromagnetici le rotazioni a cui sono costretti i dipoli magnetici, per potersi allineare ad un c.e.m. variabile, sono causa di dispersione di energia per attrito.



Figura 21 Hysteresis loss

I TPC, ovviamente, non sono suscettibili magneticamente, ma riuscendo ad inserire un metallo suscettore nel pezzo, si riesce a sfruttare anche questo fenomeno.

Questo principio trova particolare interesse in compositi che non riescono a sfruttare il riscaldamento per effetto Joule (vedi fibre di vetro o aramidiche) o quando si voglia circoscrivere ad una determinata zona il calore necessario alla saldatura. I sistemi che sfruttano questo principio usano inserire tra gli aderendi un compound termoplastico caricato con polveri suscettibili magneticamente o inserti metallici a forma di rete. Bisogna ricordare che i vantaggi che si traggono usando questa tecnica sono limitati dall'aver un inserto che può fungere da concentratore di stress meccanico. Questo limita la resistenza meccanica, soprattutto quella a fatica e peggiora la risposta agli stress di tipo ambientale. Inoltre, con saldature di notevole estensione un sensibile aumento di peso è inevitabile.

2.1.2 Effetti di bordo

Una degli effetti che più condizionano l'induction welding è il cosiddetto effetto di bordo, associabile ad effetti di prossimità tra la bobina scaldante e i bordi del pezzo da saldare.

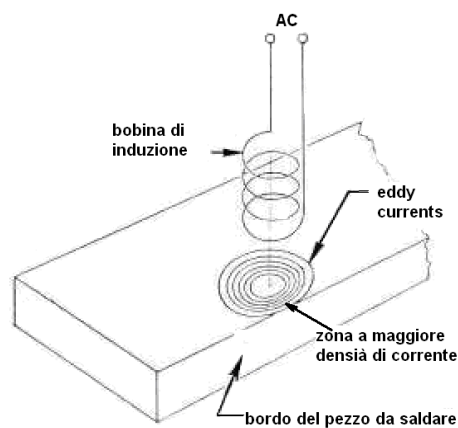


Figura 22 Effetto di bordo

Le correnti parassite troveranno in prossimità dei bordi del pezzo, rispetto a zone più centrali, meno area in cui poter circolare, questo si traduce in una più alta densità di corrente e quindi una più accentuata generazione di calore, con un conseguente disuniformità di temperatura all'interno del pezzo (Figura 22). Tentativi per limitare questo inconveniente hanno visto ottimizzare la geometria della bobina di induzione [34] [35] o l'introduzione di suscettori tra gli aderenti [36].

2.1.3 Effetti secondari

Effetti secondari, in grado di creare asimmetrie nella geometria delle zone riscaldate sono: l'effetto di prossimità e l'effetto pelle.

L'effetto di prossimità è causato dall'interazione esistente tra la corrente che circola nella bobina di induzione e le correnti parassite; quest'ultime immagine speculare delle prime. Poiché queste correnti circolano in versi tra loro opposti, il c.e.m. complessivo nello spazio tra pezzo e bobina, sarà più intenso del doppio di quello creato dalle singole correnti. All'esterno invece, sarà inferiore rispetto a quello creato dalla singola corrente (Figura 23). Questo fenomeno è positivo quando si intende riscaldare un TPC, poiché si ha una migliore concentrazione di energia nella zona di riscaldamento.

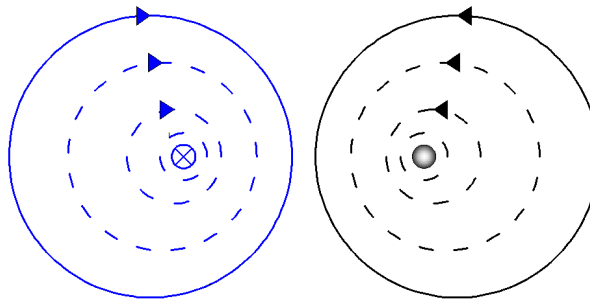


Figura 23 Effetto di prossimità. Due correnti di verso opposto hanno c.e.m. che si concatenano accentuando l'effetto complessivo nello spazio tra di essi.

L'effetto pelle è il fenomeno per cui la corrente elettrica alternata, a differenza della corrente continua, quando circola in un conduttore, non si distribuisce uniformemente nella sezione, ma tende a concentrarsi maggiormente sulle regioni superficiali del conduttore [37], con un aumento del calore generato per induzione, proprio sulla superficie (Figura 24).

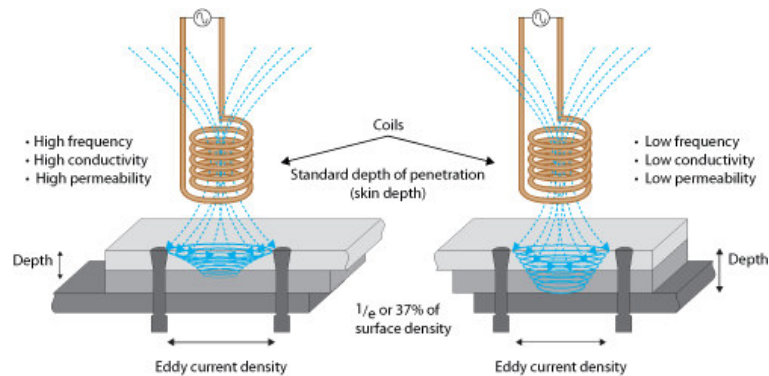


Figura 24 Effetto pelle

Un parametro che indica l'entità di questo fenomeno è la profondità di penetrazione δ che è la profondità alla quale la densità di corrente si riduce al 37% del valore presente sulla superficie.

$$\delta = \sqrt{\frac{\rho}{\pi\mu_r f}}$$

Dove δ è la profondità di penetrazione, μ_r e ρ rispettivamente permeabilità magnetica e resistività elettrica del materiale in cui circolano le eddy currents ed f la frequenza del c.e.m. Una profondità di penetrazione maggiore dello spessore del componente in lavorazione permette di avere un riscaldamento uniforme lungo lo spessore stesso.

2.2 Parametri che influenzano il riscaldamento per induzione

2.2.1 Frequenza

La frequenza è un parametro fondamentale, grazie ad essa si origina un c.e.m. alternato e quindi le eddy currents. Come visto nel precedente paragrafo, al crescere di f diminuisce la profondità di penetrazione, in letteratura si trova inoltre che nel caso di riscaldamento di TPC, il tempo di riscaldamento è inversamente proporzionale al quadrato della frequenza [30].

2.2.2 Potenza

La potenza che il generatore di energia ad alta frequenza fornisce è l'altro parametro di processo fondamentale. In letteratura si trova che la potenza dissipata nel TPC, come perdite per effetto Joule, è pari a:

$$P = \frac{(2\pi f \mu_r H(I) A)^2}{R}$$

Dove H è l'intensità del campo magnetico (funzione della corrente I che circola nella bobina e quindi della potenza di input nel generatore HF), A la sezione trasversale del circuito chiuso entro cui circolano le eddy currents ed R la resistenza elettrica che queste correnti incontrano. Questa relazione mette in evidenza anche come la potenza dissipata sia proporzionale al quadrato della frequenza.

È evidente che la potenza influisce notevolmente sui tempi di processo di saldatura i quali dovranno essere i più ristretti possibile, non andando però ad inficiare la qualità della lavorazione.

2.2.3 Pressione

Avere un'adeguata pressione è importante per poter avere una saldatura di qualità. Valori eccessivi di questo parametro tendono a far migrare la matrice fusa in zone dove la pressione è minore, fino addirittura a farla fuoriuscire dalle trame del rinforzo (fenomeno denominato squeeze-out), deteriorando così il TPC. Valori eccessivi di pressione possono anche portare a deformare il composito, disallineando le fibre in esso contenute [38].

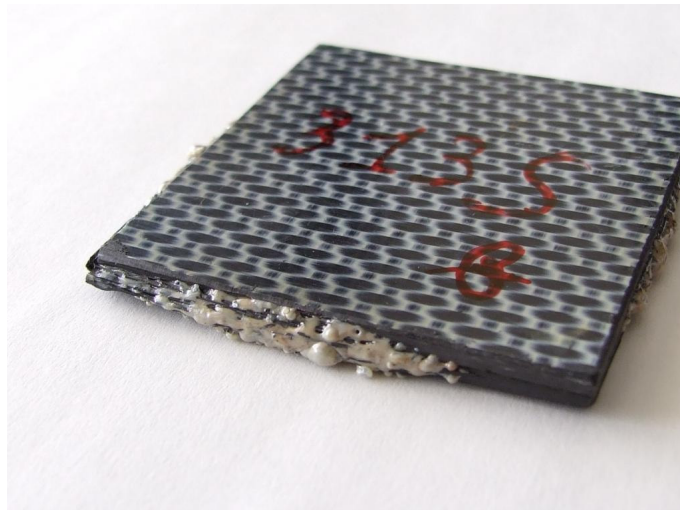


Figura 25 Fenomeno “squeeze-out”

Invece, con valori bassi di pressione si possono generare una serie di difetti tra cui vuoti e cricche. I vuoti si possono creare per via del deconsolidamento tra i diversi layer che compongono il TPC o per l'espansione di bolle d'aria rimaste intrappolate nel processo di produzione del composito. Quando questo fenomeno diventa consistente si può arrivare alla delaminazione dei diversi layer [39] [34].

Le cricche possono generarsi quando la matrice termoplastica ha un elevato grado di cristallinità e di conseguenza un elevato coefficiente di dilatazione termica, in particolare quando questo parametro differisce molto da quello delle fibre di rinforzo e la saldatura avviene con una pressione non sufficiente.

2.2.4 Tempo di residenza

Il tempo di residenza è il tempo a cui i componenti da saldare sono esposti al c.e.m., fondamentalmente dovrà essere sufficiente affinché le molecole del polimero possano muoversi attraverso l'interfaccia di saldatura [40] [41].

Con i dovuti limiti, maggiore è il tempo di residenza, migliore sarà la qualità della saldatura poiché più molecole avranno avuto il tempo di riarrangiarsi attraverso l'interfaccia di saldatura.

A parità degli altri parametri di processo, durante il tempo di residenza si possono considerare tre fasi. Nella prima fase, per tempi insufficienti, non si verifica alcuna adesione, la temperatura raggiunta è ancora insufficiente a promuovere la bagnabilità delle superfici. In seguito si entra in un intervallo in cui la saldatura aumenta di qualità con l'aumentare del tempo ed infine si avrà la terza fase in cui il polimero degrada e di conseguenza le proprietà della saldatura peggioreranno con il tempo.

2.3 Modellazione dei processi di saldatura dei TPC

Nonostante le differenze esistenti tra le diverse tecniche di saldatura di TPC, tempo di saldatura, temperatura e pressione, sono per tutte i principali parametri di processo da gestire e da correlare alle proprietà del materiale e che influenzano maggiormente la qualità finale del manufatto.

In particolare, al fine di assicurare la completa fusione tra i due componenti in composito, durante il processo di saldatura le due estremità da saldare vengono portate ad una temperatura tale da assicurare la fusione e l'accoppiamento delle superfici. Dopo che il sistema di riscaldamento ha creato una zona fusa, deve essere applicata un'adeguata pressione per comprimere le superfici e per riempire di matrice i vuoti presenti. A questo punto all'interfaccia avvengono i fenomeni che ne promuovono la compattazione

Successivamente avviene la fase di raffreddamento, durante la quale nel TPC (materiale eterogeneo, anisotropo e termoviscoelastico), si possono sviluppare stress interni a causa delle contrazioni di natura termica e morfologica [42]. In particolare le contrazioni di natura morfologica della resina (shrinkage volumetrico) sono dovute ai fenomeni di cristallizzazione polimerica[43]. È risaputo che gli stress interni hanno un'importante influenza sulla qualità finale del manufatto realizzato e da questo si comprende come, in questa fase, risulta critico il controllo della velocità di raffreddamento. Nella Figura 27 sono rappresentati i profili di temperatura nel tempo, che interessano il processo di induction welding .

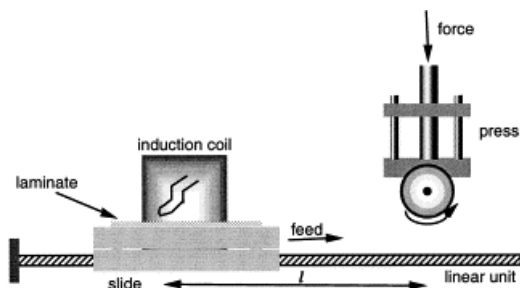


Figura 26 Rappresentazione schematica del processo di induction welding in continuo. [30]

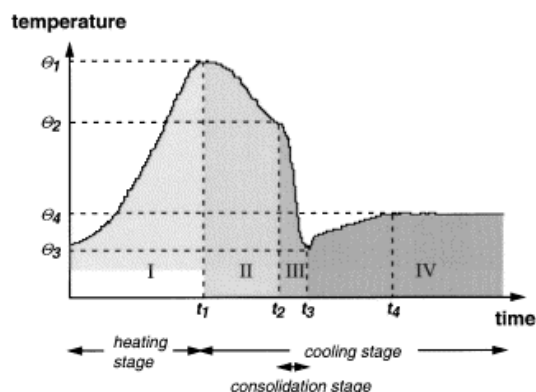


Figura 27 Curva tempo-temperatura caratteristica del processo di induction welding in continuo. [30]

I fenomeni di healing che avvengono all'interfaccia polimero-polimero, durante le fasi di riscaldamento e compattazione del processo di saldatura, si possono descrivere in cinque stadi: 1) riarrangiamento della superficie, 2) accostamento della superficie, 3) bagnatura, 4) diffusione e 5) randomizzazione.

Nelle prime due fasi l'interfaccia non ha ancora sviluppato proprietà meccaniche e le facce dei due componenti sono ancora distinte. Con la terza fase, la bagnatura, si completa l'intimate contact: la superficie di interfaccia tende a sparire e con essa ogni barriera di potenziale associabile all'eterogeneità delle due superfici. Nei punti dove ha luogo il fenomeno di intimate contact, le catene polimeriche sono libere di muoversi attraverso la superficie di saldatura in un processo di interdifferusione chiamato auto-adhesion [44] [45] [46].

HEALING MODEL

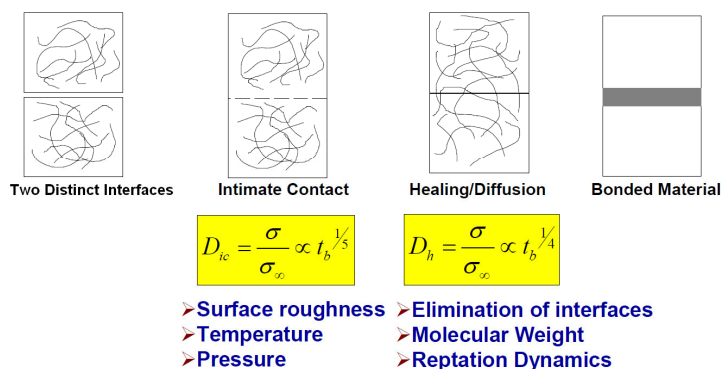


Figura 28 Healing all'interfaccia polimero-polimero

Il meccanismo di intimate contact può essere descritto considerando che sulla superficie del materiale impiegato sono presenti prima delle rugosità e delle imperfezioni di geometria. Su questa supposizione Lee et al [47] hanno rappresentato le irregolarità superficiali attraverso una serie di rettangoli equispaziati (Figura 29); come conseguenza della pressione applicata, gli elementi rettangolari si distenderanno lungo l'interfaccia di saldatura (Figura 30).

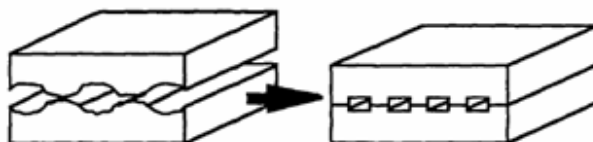


Figura 29 Rappresentazione dell'irregolarità superficiale di preimpregnati attraverso la schematizzazione di rettangoli equispaziati [47]

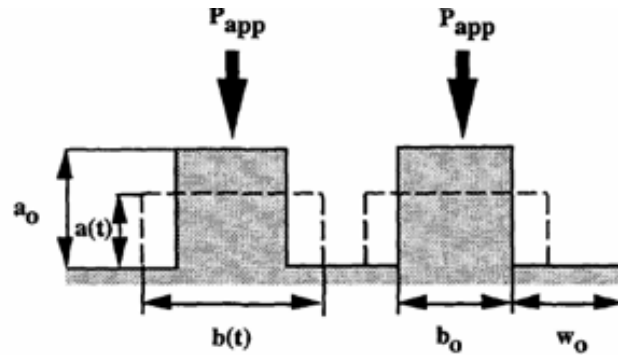


Figura 30 Rappresentazione della distribuzione di rettangoli equispaziati sotto l'effetto di una pressione applicata [47]

Sulla base di questa geometria, l'evoluzione della deformazione viscosa degli elementi rettangolari è descritta dalla relazione seguente:

$$b(t) = b_0 \left[1 + \frac{5P_{app}t}{\eta} \left(1 + \frac{w_0}{b_0} \right) \left(\frac{a_0}{b_0} \right)^2 \right]^{\frac{1}{5}}$$

dove $b(t)$ è la larghezza degli elementi al tempo t , η è la viscosità, w_0, a_0 e b_0 sono le dimensioni iniziali degli elementi rettangolari, e P_{app} è la pressione applicata. L'equazione seppur valida per processi isotermini, può essere estesa ai casi non isotermini.

La variazione di altezza di ciascun elemento rettangolare in funzione del tempo è definita dalla seguente relazione:

$$\frac{da}{a^6} = -\frac{P_{app}(b_0 + w_0)}{\eta a_0^3 b_0^3} dt$$

Integrando l'equazione che descrive $b(t)$ e usando l'ipotesi che il volume di ciascun elemento rimanga costante durante tutto il processo, l'equazione può essere riscritta, nel caso del processo non isoterma, come di seguito:

$$b(t) = a_0 b_0 \left[\frac{1}{a_0^5} + 5 \int_0^t \frac{P_{app}(\psi) (b_0 + w_0)}{\eta(T(\psi)) a_0^3 b_0^3} d\psi \right]^{\frac{1}{5}}$$

Quest'ultima equazione è simile all'espressione descritta nei lavori svolti da Mantelle et al. [48].

Il grado di intimo contatto $D_{ic}(t)$ è definito dalla seguente relazione:

$$D_{ic}(t) = \frac{b(t)}{w_0 + b_0}$$

dove fisicamente il termine $D_{ic}(t)$ rappresenta la frazione di area all'interfaccia, ad ogni istante t , in intimo contatto durante il processo e risulta proporzionale a $t^{1/5}$.

L'intimo contatto viene raggiunto quando il termine D_{ic} è pari a 1 [47].

Una volta che tra le superfici si è realizzato il meccanismo di intimate contact, all'interfaccia inizia il processo di fusione. Diversi studi condotti su questi processi attribuiscono al meccanismo di authesion la causa del processo di fusione [49].

Il meccanismo di authesion è un processo di polymer healing che avviene a temperature superiori alla temperatura di transizione vetrosa T_g [°C] (nel caso di polimeri amorfi) o alla temperatura di fusione T_m [°C] (nel caso di polimeri semicristallini), dovuto alla diffusione delle catene polimeriche all'interfaccia di due superfici per le quali si è realizzato il meccanismo di intimate contact. In definitiva il fenomeno di polymer healing è un meccanismo dipendente dalla temperatura, dovuto alla migrazione di catene polimeriche attraverso le aree di interfaccia che sono in intimo contatto. Il completo raggiungimento del polymer healing è fondamentale affinché si raggiunga una resistenza su scala microscopica. Diversi studi condotti su questi sistemi hanno mostrato che lo sforzo a rottura σ_f , e l'energia di frattura G_c sono dipendenti dal tempo secondo le seguenti relazioni: [45] [47] [50] [51] [52] [53] [54].

$$\frac{\sigma_f}{\sigma_{f\infty}} = \left(\frac{t}{t_r} \right)^{\frac{1}{4}}$$

$$\frac{G_c}{G_{c\infty}} = \left(\frac{t}{t_r} \right)^{\frac{1}{2}}$$

Dove t_r è il tempo richiesto per il meccanismo di polymer healing, $\sigma_{f\infty}$ e $G_{c\infty}$ sono rispettivamente i valori asintotici della resistenza e dell'energia di frattura. Le equazioni

descritte non possono essere applicate direttamente per un'arbitraria storia termica, ma la storia termica può essere suddivisa in n intervalli in cui la temperatura T_i è assunta costante.

Sulla base di questa discretizzazione è stata sviluppata una forma di queste equazioni valevole nel caso di un processo non isoterma [54].

Sulla base degli esperimenti condotti, si è mostrato che il processo di polymer healing si basa su meccanismi di interpenetrazione di catene polimeriche attraverso l'interfaccia di due strati. Di seguito sono riportate le due equazioni nel caso di un processo di polymer healing non isoterma:

$$\frac{\sigma_f}{\sigma_{f\infty}} = \sum_{i=0}^n \left(\frac{t_{i+1}^{0.25} - t_i^{0.25}}{t_{ri}^{0.25}} \right)$$

$$\frac{G_c}{G_{c\infty}} = \left[\sum_{i=0}^n \left(\frac{t_{i+1}^{0.25} - t_i^{0.25}}{t_{ri}^{0.25}} \right) \right]^2$$

Attraverso misure della variazione dell'energia a frattura [55], è stato definito il grado di polymer healing dalla seguente relazione:

$$D_{au}(t) = \frac{G_c(t)}{G_{c\infty}}$$

4. CAPITOLO 3 - MATERIALI E CARATTERIZZAZIONE TERMICA

3.1 Materiali utilizzati

Il materiale su cui sono state eseguite le prove di induction welding è un composito termoplastico in polifenilensolfuro semicristallino (PPS), rinforzato con tessuto in fibre di carbonio ad alta resistenza (T300 3k 5HS), denominato CETEX[®] PPS. Questo composito viene prodotto dalla Bryte Technologies Inc ed è qualificato da Airbus e Boeing per molteplici applicazioni strutturali.

Il processo di produzione del CETEX[®] PPS prevede che pellets di PPS lineare siano convertiti in film di spessore dai 50 ai 200 μm . In seguito, tessuti in fibra di carbonio e film in PPS sono laminati per mezzo di una pressa che lavora ad alte temperature.

Variando i parametri del processo di compattazione, si possono avere laminati dello spessore desiderato o pre-pregs da utilizzare in processi di termoformatura.

I componenti realizzati con CETEX[®] PPS vengono poi assemblati con diverse tecniche di giunzione, tra cui le più utilizzate sono ultrasonic e resistance welding.



Figura 31 Provini di laminato CETEX[®] PPS da sottoporre al processo di saldatura

Tabella 1 Proprietà fisiche e termiche del CETEX[®] PPS

Physical/Thermal (nominal values)	T300 3K 5HS/PPS with double sided Amcor foil
Mass of fabric	280 g/m ²
Mass of fabric + resin	486 g/m ²
Resin content by volume	50%
Resin content by weight	43%
Moisture pick up	0.1 %
Ply thickness	0.31 mm
Specific gravity	1.55 g/cm ³
Tg (DSC) (amorphous)	90 °C
Tg (DSC) (crystalline)	120 °C
Tm	280 °C

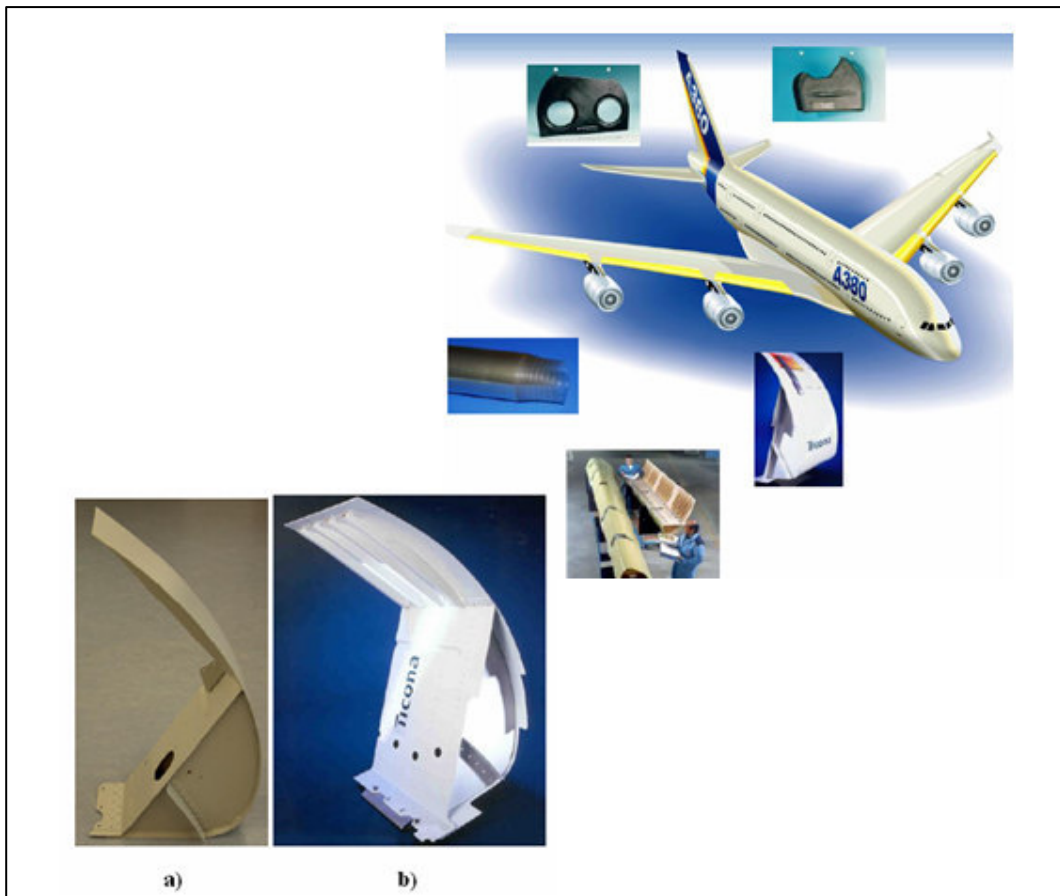


Figura 32 Componenti strutturali realizzati in composito termoplastico: nella figura a) è mostrato un particolare in metallo mentre in figura b) è raffigurato lo stesso componente in composito termoplastico

L'uso del PPS come matrice polimerica per TPC è noto già dal 1990 ed oggi è frequentemente utilizzato per la realizzazione di particolari costruttivi tecnologicamente avanzati in ambito aeronautico/aerospaziale

Infatti, il PPS è un polimero termoplastico aromatico semicristallino che si ottiene da una reazione di policondensazione tra p-dicloro benzene e solfuro di sodio, la cui unità ripetitiva è costituita da un anello benzenico e un atomo di zolfo. La sua struttura gli permette di avere un'ottima resistenza meccanica e all'usura, un'eccellente stabilità dimensionale ed ottima resistenza chimica, anche in presenza di carburante, olii e solventi. Inoltre, risulta intrinsecamente resistente alla fiamma con bassa emissione di fumi e facilmente processabile per estrusione ed iniezione.

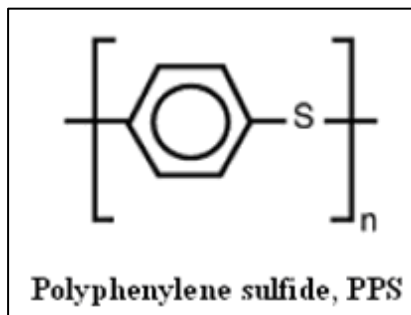


Figura 33 Formule di struttura del PPS (Polyphenylene sulfide).

Tabella 2 Proprietà del PPS contenuto in CETEX® PPS

Typical Properties Of Neat Resin	
Specific gravity	1.35 g/cc
Tg	90°C
Melt temp	280°C
Dielectric constant	3.20 at 1MHz
Loss tangent	0.0013 at 1MHz
Moisture absorption	0.02%
Flammability	V-0
Tensile strength	90.3MPa
Tensile modulus	3,800MPa
Elongation at yield	3%
Poisson's ratio	0.36
Compression strength	148MPa
Compression modulus	2,965MPa
Flexural strength	125MPa
Flexural modulus	3,725MPa
Izod unnotched	199kJ/m ²
Izod notched	15,6kJ/m ²
CTE	52,2ppm/°C
Thermal conductivity	0,19 W/m-°K
Outgassing TML	0,04%
Outgassing CVCM	0,00%
WVR	0,00%
Fluid resistance	Excellent
Inherently Flame Retardant	UL94-V0, LOI>45

Ricordiamo che un polimero termoplastico è un polimero avente una lunga catena polimerica che può avere morfologia amorfa o semicristallina.

Nelle resine termoplastiche amorse sono presenti solo regioni in cui le catene molecolari sono distribuite in maniera casuale. Invece, nelle resine termoplastiche semicristalline sono presenti delle fasi cristalline, caratterizzate da regioni nelle quali le catene molecolari sono distribuite in modo ordinato, disperse all'interno della fase amorfa a sua volta contraddistinta da una distribuzione random dell'orientamento molecolare.

La cristallinità nei polimeri termoplastici ha un ruolo fondamentale perché influenza le proprietà chimiche e meccaniche. In un polimero semi-cristallino all'aumentare della fase cristallina si ha un aumento della rigidità e della resistenza a trazione, mentre la fase amorfa ha il merito di assorbire l'energia d'impatto [56].

La maggior parte dei polimeri termoplastici con cui si realizzano i TPC presentano una morfologia semicristallina con livelli di cristallinità che possono raggiungere il 90% [57].

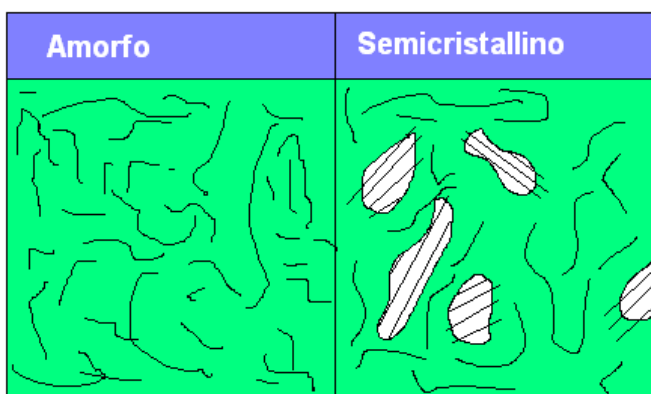


Figura 34 Schematizzazione della morfologia amorfa e semicristallina

La temperatura di esercizio di un TPC è basata sulla temperatura di transizione vetrosa T_g del polimero.

Questa temperatura caratteristica è la temperatura alla quale, durante un processo di riscaldamento del polimero, la parte amorfa del polimero cambia dalla fase vetrosa a quella gommosa.

I polimeri termoindurenti non possono essere facilmente utilizzati per trasmettere carichi meccanici al di sopra della propria T_g . I polimeri termoplastici semicristallini invece, possono sopportare i carichi meccanici al di sopra della temperatura di transizione vetrosa poiché, mentre la fase amorfa del polimero diventa gommosa, la fase cristallina del polimero rimane solida fino alla temperatura di fusione T_m .

Durante il riscaldamento necessario alla saldatura, possono avvenire fenomeni di degradazione della matrice polimerica causati dalle elevate temperature impiegate e da reazioni termo-ossidative che possono interessare la matrice polimerica quando il processo avviene in atmosfera non inerte. I fenomeni di degradazione inducono cambiamenti morfologici all'interno della matrice che influenzano la processabilità e le proprietà del composito. Cambiamenti nella natura cristallina dei termoplastici provocati dal tempo, dalla storia termica e da fattori chimici possono profondamente influire sul comportamento meccanico e possono verificarsi sia durante il processo di manifattura (es. processo di

saldatura) che durante le condizioni di servizio. Generalmente le prestazioni meccaniche aumentano all'aumentare del grado di cristallinità.

Un altro aspetto da considerare riguarda l'influenza della velocità di raffreddamento sulla morfologia del materiale ottenuto e quindi su proprietà quali la tenacità e la resistenza chimica. Tempi di raffreddamento rapidi andranno ad influire sul grado di cristallinità, che è funzione del tempo che il polimero impiega per organizzarsi in unità ripetitive nel cristallo. Possiamo immaginare due situazioni opposte: se raffreddiamo velocemente il materiale attraverso un cambiamento di temperatura, nel range in cui avviene la solidificazione, la viscosità del fuso polimerico aumenterà e in tal modo ci sarà al massimo una piccola fase cristallina; al contrario se il raffreddamento avviene lentamente la mobilità cambierà lentamente e le molecole di polimero avranno il tempo di seguire i movimenti richiesti per formare una struttura ordinata che sarà il risultato delle forze di energia libera di formazione della struttura del lattice cristallino.

3.2 Stabilità termica di compositi a matrice termoplastica - Caratterizzazione termica del TPC mediante Analisi Termica Simultanea (TGA-DTA)

Il processo di saldatura di compositi avanzati a matrice termoplastica, quali il CETEX® PPS, richiede condizioni di processo variabili intorno alla temperatura di fusione T_m .

Si deve far in modo che la matrice, all'interfaccia tra i due componenti da saldare, diventi un fluido viscoso che sotto l'azione di una pressione esterna sia in grado di fluire ed amalgamarsi. Quando il componente è raffreddato, nel polimero ha luogo la formazione delle strutture cristalline responsabili delle proprietà fisiche della saldatura. Processi che prevedono raffreddamenti molto veloci possono degradare la matrice polimerica portando ad avere una struttura polimerica prevalentemente amorfa e caratterizzata da basse proprietà meccaniche e limitata resistenza termica e ambientale [58].

Per tale motivo è tecnologicamente importante definire i limiti di stabilità di questo materiale in relazione al tipo di atmosfera e alla durata dell'esposizione ad elevate temperature.

Quindi, per valutare i problemi ossidativi connessi con la saldatura per induzione del CETEX® PPS si è ricorsi all'analisi termogravimetrica (TGA), svolta in aria statica, acquisita simultaneamente alla misura della differenza di temperatura (DTA). Lo scopo è quello di individuare le variazioni del grado di degradazione del TPC, in funzione del tempo e della temperatura. L'apparecchiatura utilizzata è il sistema "Simultaneous Thermal Analyzer STA 429 NETZSCH GmBh".

Campione	pre-preg CETEX® PPS
Atmosfera di analisi	aria statica
Velocità di riscaldamento	10 °C/min
T _g (crystalline)	121 °C
T _m	279 °C

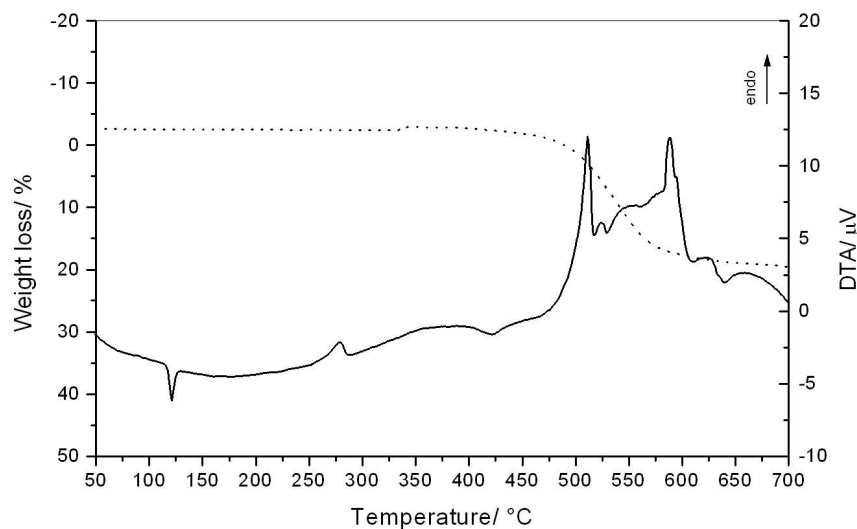


Figura 35 curva TGA e DTA del campione pre-preg CETEX® PPS in funzione della temperatura.

In Figura 35 è riportato l'andamento della curva termogravimetrica (TGA), acquisita simultaneamente alla misura della differenza di temperatura (DTA), relativamente al provino denominato pre-preg CETEX® PPS.

La curva TGA, stabile fino a 400°C, a temperature superiori, evidenzia l'inizio del processo di decomposizione termica associabile ad una variazione di peso di circa il 20%.

Sulla curva DTA si evidenzia un primo picco esotermico a 121°C (T_{peak}), associabile probabilmente a fenomeni di cristallizzazione e perfezionamento dei grani cristallini e un secondo picco endotermico a 279°C (T_{peak}) caratteristico del fenomeno di fusione. A temperature superiori e precisamente a 512 e 588°C le temperature di picco caratterizzano il processo di decomposizione della resina.

Successivamente, è stata condotta una caratterizzazione termica (TGA-DTA) del laminato CETEX® PPS.

Campione	laminato composito CETEX® PPS
Atmosfera di analisi	aria statica
Velocità di riscaldamento	10 °C/min
T _m	275 °C

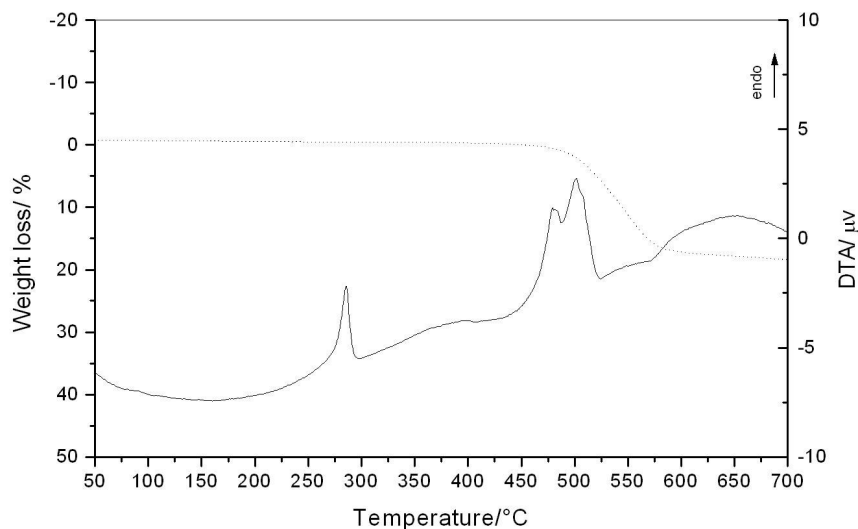


Figura 36 Curva TGA e DTA del campione CETEX® PPS in funzione della temperatura

In Figura 36 è riportato l'andamento della curva termogravimetrica (TGA), acquisita simultaneamente alla misura della differenza di temperatura (DTA), relativamente al provino denominato CETEX® PPS.

La curva termogravimetrica (TGA) evidenzia stabilità del materiale fino a 400°C, pertanto non si rilevano variazioni di peso del provino. A temperature superiori ha inizio il processo di decomposizione termica della resina a cui è associabile una perdita di peso di circa il 20%.

Sulla curva DTA si evidenzia il picco di fusione a 275°C ($T_{\text{ext.-onset}}$) seguito a temperature superiori dal doppio picco endotermico di decomposizione caratterizzato rispettivamente a 480 e 502°C (T_{peak}) dalle massime velocità di reazione.

Sulla curva DTA del CETEX® PPS non si rilevano fenomeni di cristallizzazione presenti invece nel pre-preg (assenza di picco esotermico a 125°C).

Tale evidenza è probabilmente giustificata dal fatto che il materiale in fase di laminazione ha subito un raffreddamento quenching dallo stato fuso.

Successivamente, per valutare l'influenza della temperatura e del tempo di esposizione sulla temperatura di fusione (T_m) del laminato composito, i campioni di CETEX® PPS sono stati riscaldati alle temperature di 260°C e 285°C in presenza di aria e mantenuti a queste temperature per differenti tempi di esposizione (1-8 minuti), prima di essere raffreddati lentamente fino alla temperatura ambiente.

In un secondo tempo, i provini così condizionati, sono stati analizzati eseguendo una singola scansione in temperatura fino a 300°C ad una velocità di 10°C/min.

In Figura 37 vengono riportate le curve DTA dei provini di CETEX® PPS acquisite durante quest'ultima scansione. Dal grafico non si evidenziano variazioni nella temperatura di fusione (T_m) dei provini condizionati alle due diverse temperature (260-285°C) per differenti tempi di esposizione.

Campione	laminato composito CETEX® PPS
Atmosfera di analisi	aria statica
Velocità di riscaldamento	10 °C/min
Temperature di esposizione	260-285 °C
Tempi di esposizione	1 – 8 min.

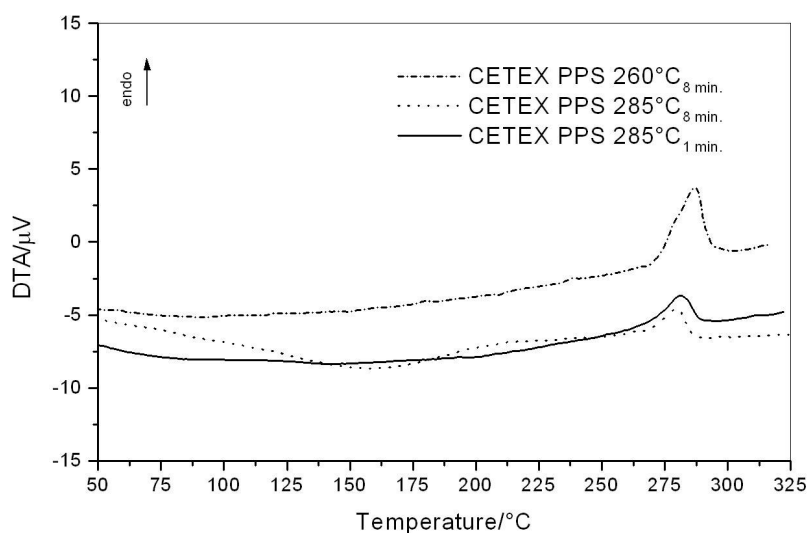


Figura 37 Curve DTA dei campioni di CETEX® PPS condizionati a differenti temperature

5. CAPITOLI 4 – PARTE SPERIMENTALE: ANALISI DEI PARAMETRI CHE GOVERNANO LA TECNOLOGIA “INDUCTION WELDING” E PROVE DI SALDATURA

4.1 - Set-up sperimentale

Per l'esecuzione delle prove è stato utilizzato un generatore ad induzione ad alta frequenza, allo stato solido, integrato con un refrigeratore autonomo (Figura 39). La bobina di riscaldamento o induttore, da 180x241mm, è in tubo isolato a struttura rigida, per riscaldamento affacciato (Figura 40). La macchina ha una tensione di alimentazione di 400V trifase, una potenza massima in uscita di 6kW e una frequenza di lavoro da 150 a 250 kHz, variata tramite inverter e regolata da un sistema di aggancio automatico detto “autotuning system” che la tara in funzione della tipologia di bobina montata.

Dal display a bordo macchina si è verificato che la frequenza di lavoro è di 81,5 KHz e che i parametri elettrici con cui è possibile alimentare la bobina di riscaldamento variano entro i seguenti range:

- Potenza: 0,2 – 2,9 kW
- H.F. Voltage: 80 – 400 Vrsm
- H.F. Current: 0,8 – 5,3 Arsm

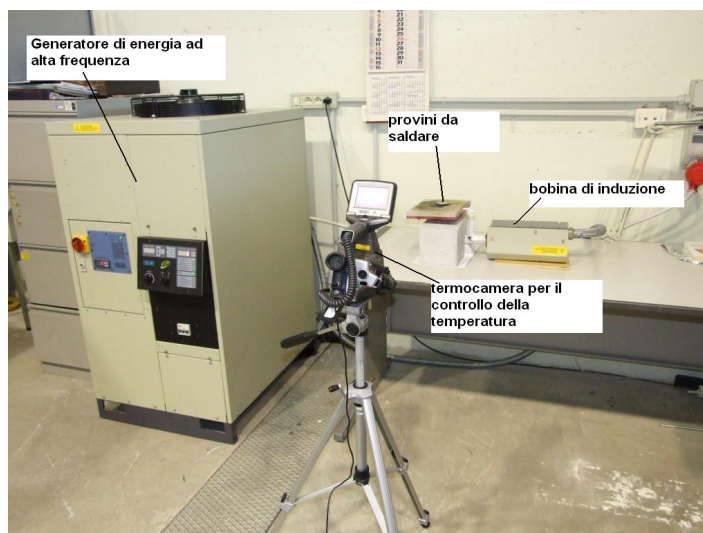


Figura 38 Set-up sperimentale per le prove di riscaldamento per induzione elettromagnetica



Figura 39 Generatore ad induzione ad alta frequenza FELMI mod. EGMA 6R integrato di refrigeratore autonomo con induttore per riscaldamento affacciato

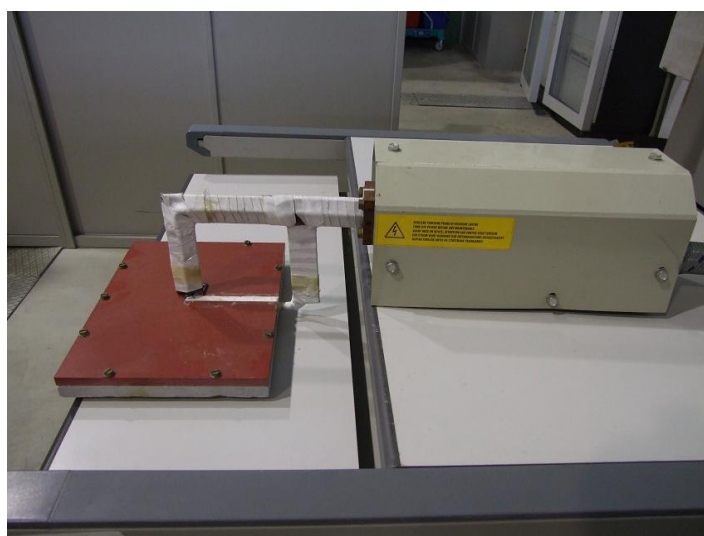


Figura 40 Induttore da 180x241mm in tubo isolato a struttura rigida, per riscaldamento affacciato.

La temperatura è stata tenuta sotto controllo per mezzo di una camera ad infrarossi ThermaCAMS60 della ditta FLIR Systems (Figura 41) con le seguenti caratteristiche :

- Rivelatore Focal Plane Array microbolometro non raffreddato 320 x 240
- Intervallo spettrale 7,5 – 13 μm
- Sensibilità termica 0,08 °C



Figura 41 Camera ad infrarossi FLIR SYSTEMS ThermaCAM S60

Come illustrato nella sequenza di foto termografiche di Figura 42, posizionando un foglio di alluminio sull'induttore ed alimentando il sistema, si può notare che il riscaldamento nel piano non è uniforme, questo in virtù di un c.e.m. non uniforme. Pertanto, nelle prove di riscaldamento e saldatura successivamente effettuate, per ridurre le variazioni dovute a questo fattore, i provini sono stati posizionati sempre al centro della bobina di riscaldamento.

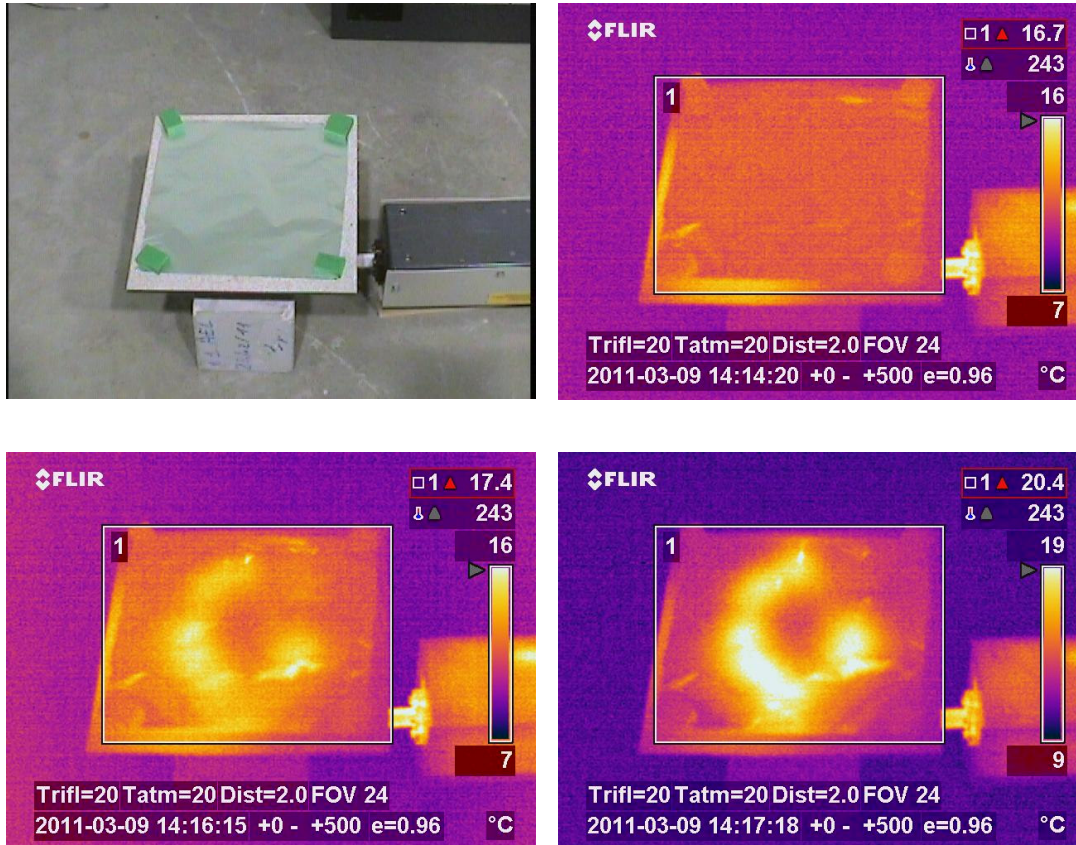


Figura 42 Uniformità del c.e.m

4.2 - Prove di riscaldamento per induzione elettromagnetica

Preliminarmente, una campagna sperimentale è stata condotta al fine di verificare le potenzialità della strumentazione a disposizione e determinare l'influenza di alcuni parametri quali la potenza di riscaldamento, la distanza tra induttore e pezzo, nonché la geometria del pezzo, sul comportamento termico del materiale CETEX PPS e semplificare così le successive prove di saldatura.

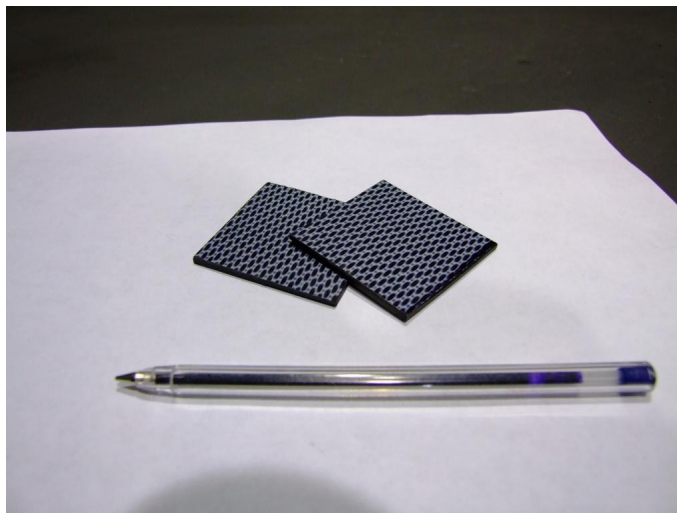


Figura 43 Provini in CETEX® PPS delle dimensioni 50x48mm, sottoposti alle prove di riscaldamento

Dalle seguente immagine si può notare la reazione al c.e.m. del provino in CETEX® PPS delle dimensioni 50x48mm e come sia importante l'effetto di bordo .

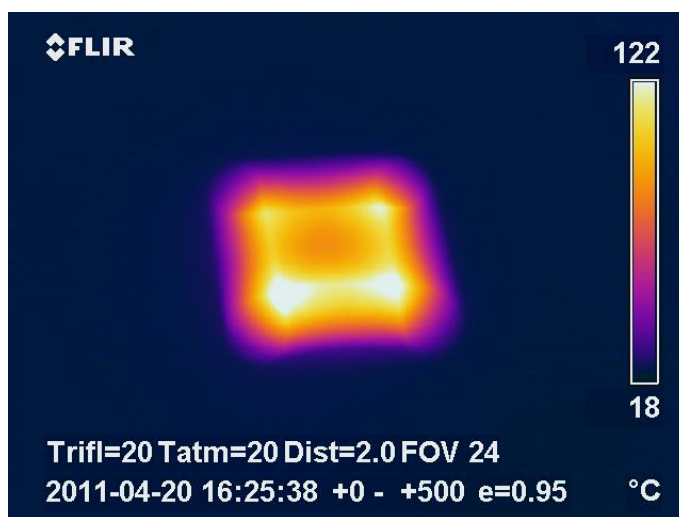


Figura 44 Immagine termografica dei provini in CETEX® PPS delle dimensioni 50x48mm: effetto di bordo.

Posizionato il provino al centro della bobina di riscaldamento e con ausilio della termo camera per il controllo e la registrazione della temperatura, si è alimentato il sistema facendo variare la potenza di input e la distanza tra bobina e provino. I tempi necessari per portare i provini ad una determinata temperatura sono stati registrati.

Tabella 3 Influenza della potenza del generatore sul tempo di riscaldamento. Distanza bobina provino : 12 mm.

Distanza 12 mm				
	P = 0,6 kW	P = 1,2 kW	P = 1,8 kW	P = 2,4 kW
T [°C]	t [s]	t [s]	t [s]	t [s]
50	0	0	0	0
100	30	17	11	5
150	112	48	30	12
200		115	62	23
250			101	42

Tabella 4 Influenza della potenza del generatore sul tempo di riscaldamento. Distanza bobina provino : 8 mm.

Distanza 8 mm				
	P = 0,6 kW	P = 1,2 kW	P = 1,8 kW	P = 2,4 kW
T [°C]	t [s]	t [s]	t [s]	t [s]
50	0	0	0	0
100	35	16	6	5
150	111	43	15	11
200		90	27	20
250			47	37

Tabella 5 Influenza della potenza del generatore sul tempo di riscaldamento.
Distanza bobina provino : 4 mm.

Con una potenza di 2,4 KW, il riscaldamento è avvenuto in modo repentino.

Distanza 4 mm				
	P = 0,6 kW	P = 1,2 kW	P = 1,8 kW	P = 2,4 kW
T [°C]	t [s]	t [s]	t [s]	t [s]
50	0	0	0	
100	15	4	3	
150	39	10	7	
200	75	19	11	
250	111	31	16	

Tabella 6 Influenza della potenza del generatore sul tempo di riscaldamento.

Distanza bobina provino : 0 mm.

Con una potenza di 2,4 kW, il riscaldamento è avvenuto in modo repentino.

Distanza 0 mm				
	P = 0,6 kW	P = 1,2 kW	P = 1,8 kW	P = 2,4 kW
T [°C]	t [s]	t [s]	t [s]	t [s]
50	0	0	0	
100	10	4	2	
150	27	8	5	
200	55	14	8	
250	108	25	12	

Di seguito i grafici che sintetizzano i risultati ottenuti

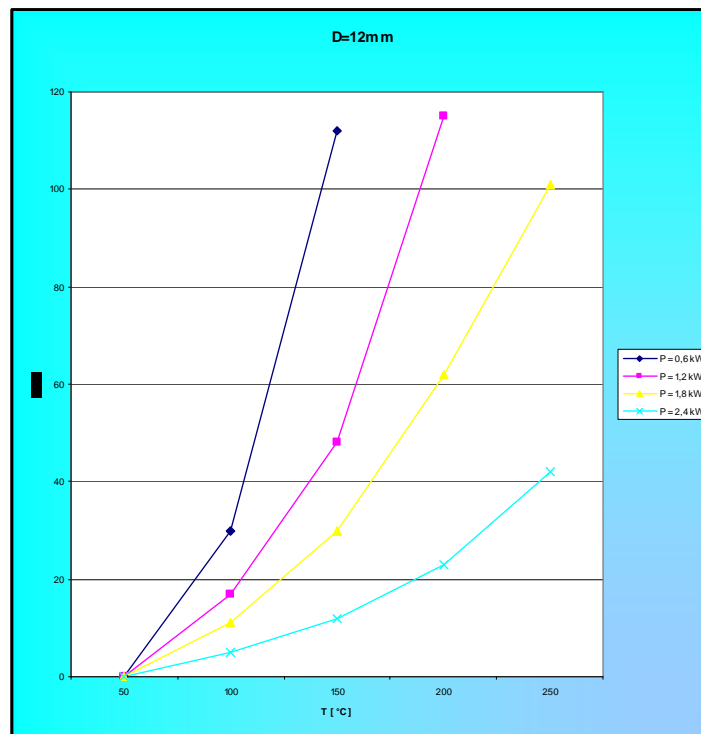


Grafico 1 Influenza della potenza del generatore sul tempo di riscaldamento. Distanza bobina provino : 12 mm.

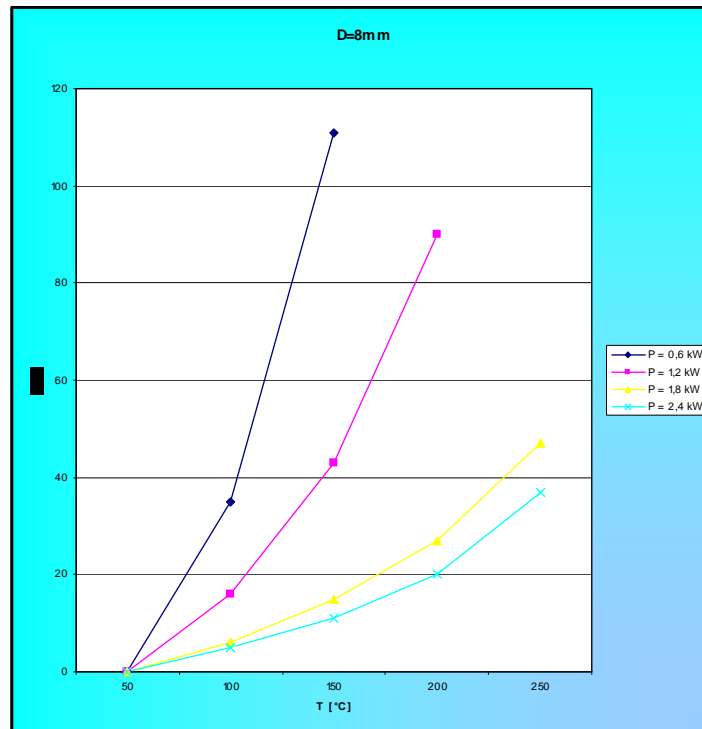


Grafico 2 Influenza della potenza del generatore sul tempo di riscaldamento. Distanza bobina provino : 8 mm.

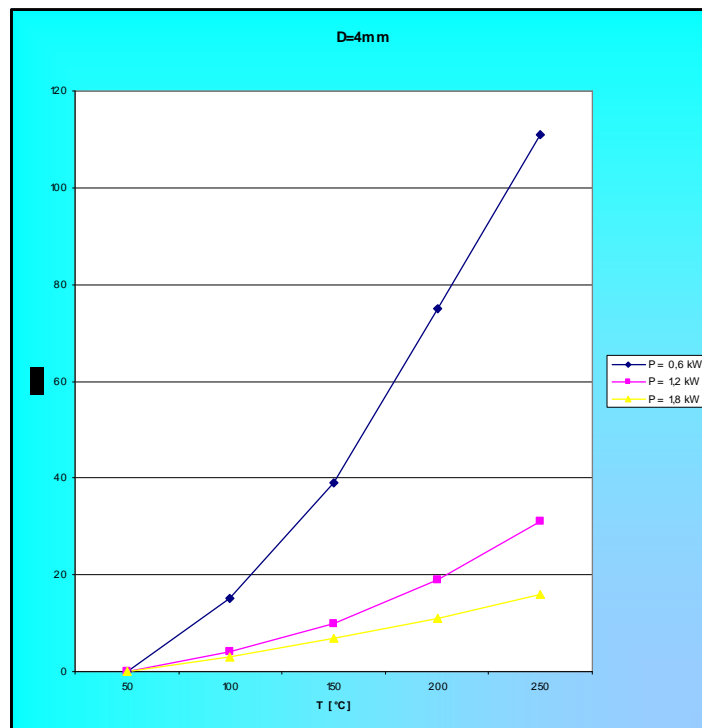


Grafico 3 Influenza della potenza del generatore sul tempo di riscaldamento. Distanza bobina provino : 4 mm. Con una potenza di 2,4 KW, il riscaldamento è avvenuto in modo repentino.

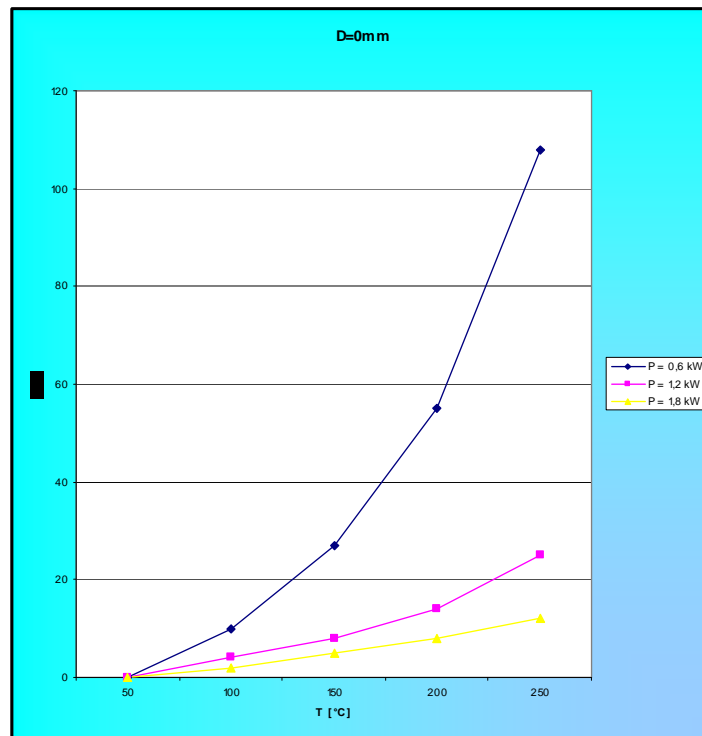


Grafico 4 Influenza della potenza del generatore sul tempo di riscaldamento. Distanza bobina provino : 0 mm. Con una potenza di 2,4 KW, il riscaldamento è avvenuto in modo repentino.

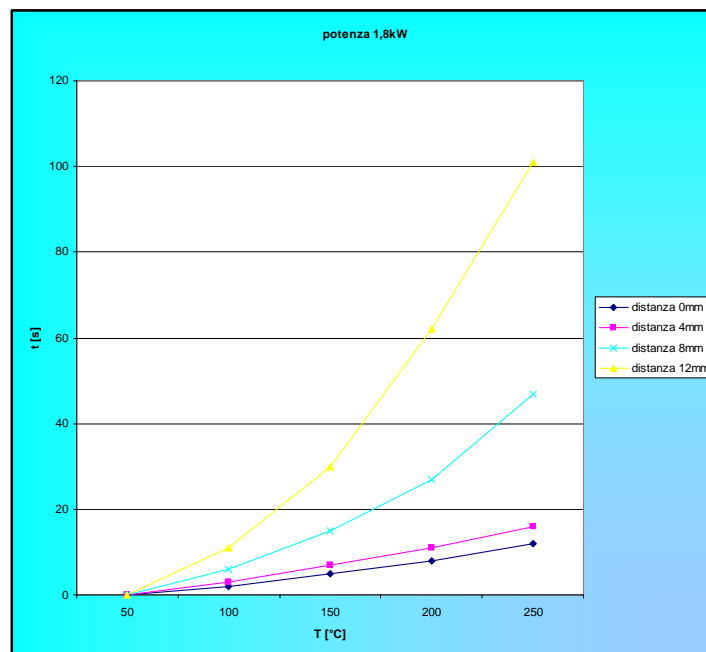


Grafico 5 Influenza della distanza del pezzo dalla bobina di riscaldamento. Potenza: 1,8 KW (62% della potenza disponibile).

Dall'analisi dei risultati ottenuti, in particolare dalla Tabella 4, si evince come utilizzando una distanza pezzo-induttore pari a 8 mm e con una regolazione della potenza a 1,8 kW (62% della potenza disponibile), si possono raggiungere le temperature utili per la saldatura in tempi accettabili (47 sec.).

A questa distanza si può agevolmente controllare il riscaldamento del componente da saldare potendo variare, in un ampio range, la potenza in uscita dal generatore.

Si tenga presente che in fase di riscaldamento è bene salire in modo graduale con la potenza e quindi con la temperatura, questo per poter agevolare la diffusione del calore all'interno del componente da saldare e limitare così gli inevitabili surriscaldamenti localizzati che si generano, come visto in precedenza, soprattutto per effetti legati alla geometria del pezzo.

Per questo motivo nelle successive prove di saldatura un'apposita rampa di riscaldamento è stata impostata.

4.3 - Saldatura dei provini

Per le prove di saldatura sono stati utilizzati provini in CETEX® PPS delle dimensioni 50x48mm, ovvero delle stesse dimensioni usate nelle prove di riscaldamento (Figura 43).

Le dimensioni dei provini da saldare sono scelte in modo tale che da ognuno di essi si potessero ricavare tre provini per la prova a flessione su appoggi ravvicinati, da effettuare secondo la UNI EN ISO 14130.

L'apparecchiatura prevista nelle precedenti prove di riscaldamento è stata implementata in modo tale che una serie di cubetti in calcestruzzo, immuni al c.e.m., venissero posizionati sui campioni da saldare in modo da esercitare un'adeguata pressione (Figura 45).

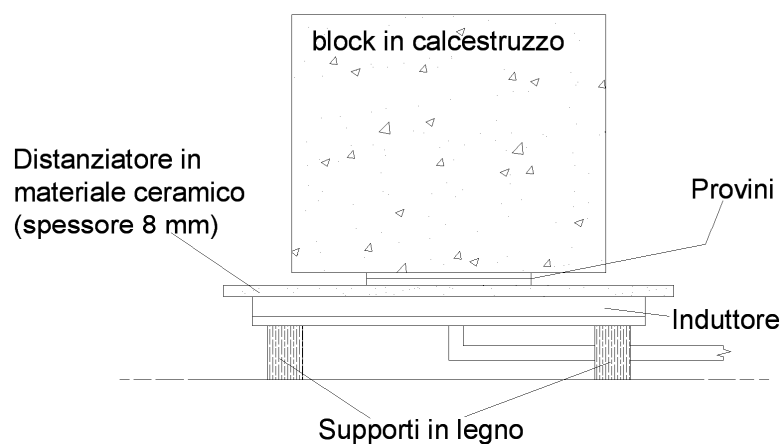


Figura 45 Schema del sistema implementato per poter esercitare la pressione sui provini

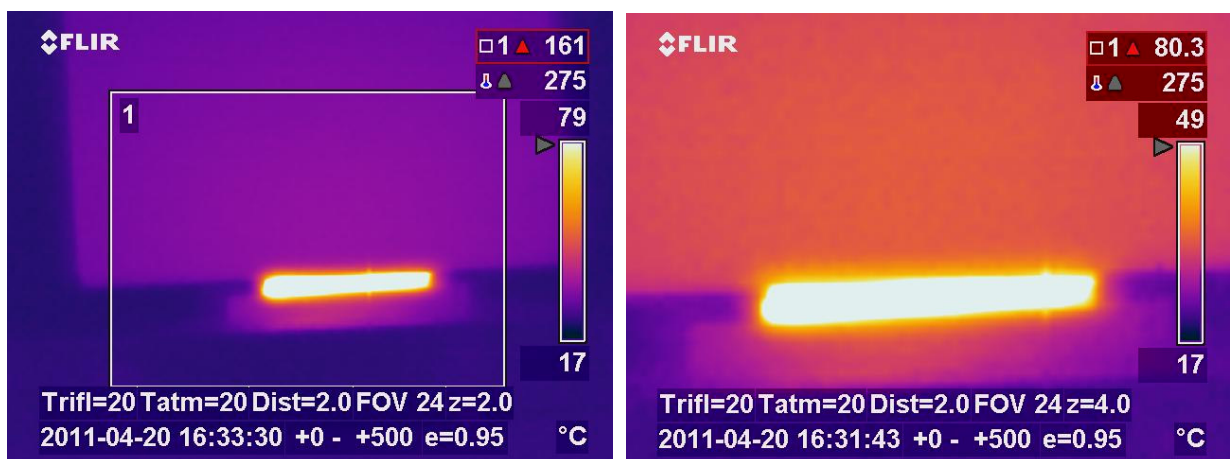


Figura 46 Immagini termografiche dei provini in fase di saldatura

4.3.1 - Setup dei parametri di processo

Come visto nei precedenti paragrafi, i fattori che più influenzano la qualità della saldatura sono: temperatura (T), pressione di compattazione (P) e tempo di residenza (t).

Dall'analisi DTA è risultato che la temperatura di fusione del PPS è di 275 °C. Pertanto, nelle prove di saldatura effettuate, la temperatura è stata fatta variare nell'intorno di questo valore. Il tempo di residenza è stato fatto variare su grandezze dell'ordine del minuto, in modo da avere tempistiche accettabili ai fini di un eventuale processo industriale e lo stesso dicasi per i valori di pressione fatti variare intorno ai 130 kPa.

Ognuno dei tre fattori è stato fatto variare su tre livelli, secondo quanto riportato in Tabella 7, questo al fine di valutare la presenza di eventuali non linearità nella correlazione tra fattori e qualità della giunzione in termini di valori di ILSS.

L'influenza di questi tre parametri è stata esaminata pianificando il numero di prove per mezzo di tecniche DOE (Design Of Experiment). Il numero delle combinazioni di prova è stato ristretto utilizzando una matrice ortogonale ridotta del tipo L9(3³) (Tabella 8). Ciascuna delle condizioni di prova è stata ripetuta due volte.

In questo modo l'impatto della sperimentazione, in termini di tempi e costi, è stato ridotto mantenendone comunque buoni i livelli di efficacia e significatività.

Tabella 7 Descrizione dei livelli di variabilità dei parametri selezionati

Fattori e livelli			
Fattori	T [°C]	P [kPa]	t [min]
livello 1	260	100	1
livello 2	275	130	5
livello 3	285	160	8

Tabella 8 Schema di lavoro del Design Of Experiments:matrice ortogonale ridotta del tipo L9(3³)

level			
run order	T	P	t
1	1	1	1
2	1	2	2
3	1	3	3
4	2	1	2
5	2	2	3
6	2	3	1
7	3	1	3
8	3	2	1
9	3	3	2

La campagna sperimentale ha previsto inoltre di utilizzare, con le stesse combinazioni di fattori (T, P, t), tre diverse tipologia di interfaccia di saldatura:

- nessun elemento di interfaccia
- pre-preg CETEX PPS (Figura 0)
- mesh metallica (Figura 48)

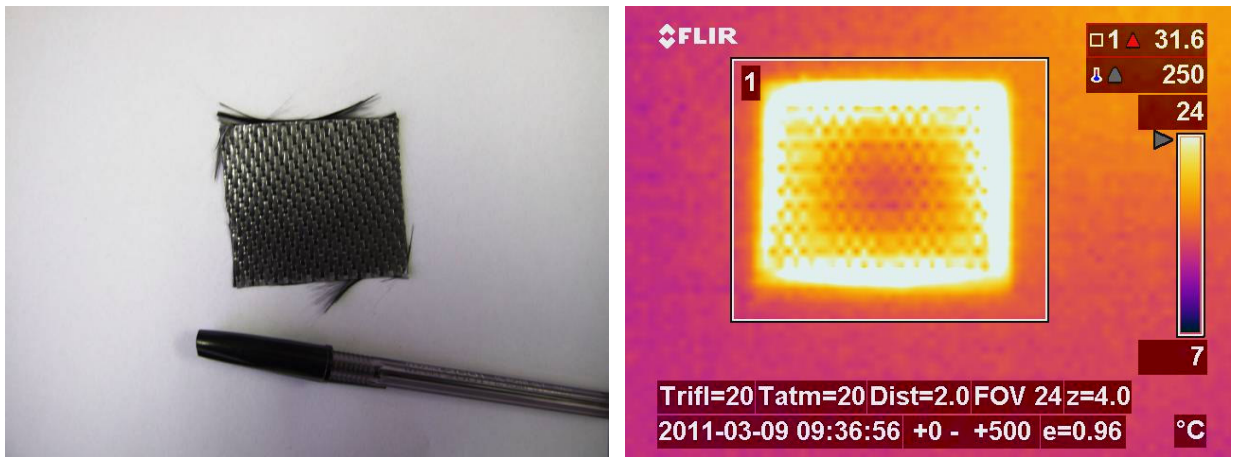


Figura 47 Insetto di prepreg CETEX® PPS. A destra immagine termografica con l'elemento immerso in un c.e.m.

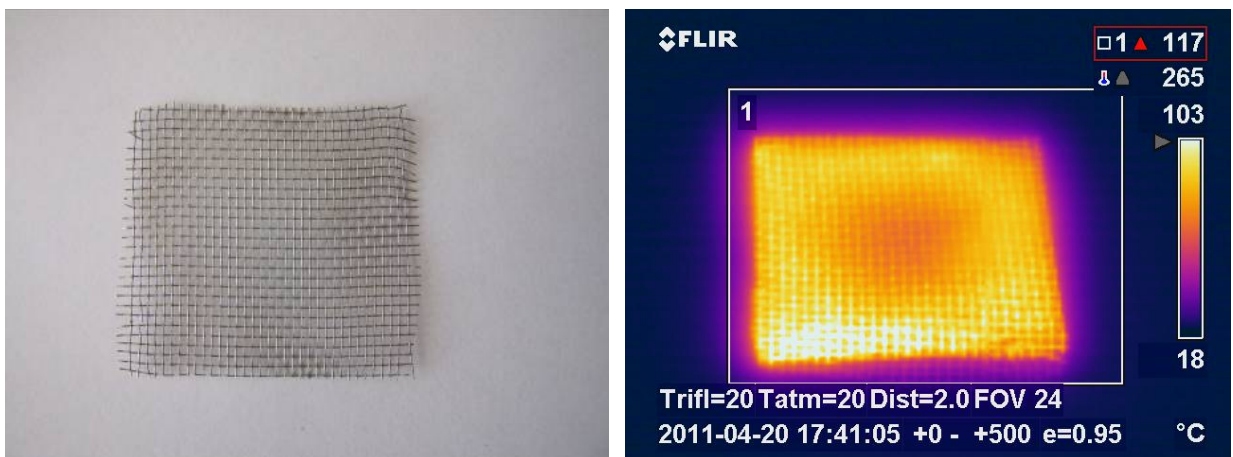


Figura 48 Rete metallica come elemento suscettore. A destra immagine termografica con l'elemento immerso in un c.e.m

Il riscaldamento è stato regolato manualmente, agendo sulla potenza del generatore di energia ad alta frequenza, stabilendo un tempo di attesa per cinque soglie di potenza. Si è cercato di fare in modo che il calore generato avesse il tempo di diffondere nei componenti da saldare, limitando così il surriscaldamento localizzato dovuto all'effetto di bordo, ed avere una velocità di riscaldamento che fosse uguale per tutte le prove. Nel caso dei provini senza inserto e con inserto prepeg lo schema di regolazione adottato è quello riportato in Tabella 9.

Tabella 9 Schema di regolazione potenza-tempo nel caso dei provini senza inserto e con inserto prepeg

N°	V [V]	I [A]	P [kW]	t [min]
1	180	1,9	0,6	1
2	200	2,2	0,8	1
3	220	2,4	0,9	2
4	230	2,6	1	2
5	235	2,7	1,1	1

Nella serie di prove che ha visto l'utilizzo di una mesh metallica come suscettore lo schema di Tabella 9 non risultava adeguato. Prove preliminari hanno verificato che la velocità di riscaldamento in questo caso era particolarmente elevata: con una potenza di input di 0,6 kW (V=180Volt), il provino ha raggiunto i 300°C in meno di 30 secondi, non permettendo il controllo del processo di saldatura. Si sono pertanto effettuate diverse prove di riscaldamento così da arrivare ad individuare i valori di tempo-potenza che garantivano una rampa di riscaldamento simile a quelle delle prove precedenti (Tabella 10).

Tabella 10 Schema di regolazione potenza-tempo nel caso dei provini con inserto mesh metallica

N°	V [V]	I [A]	P [kW]	t [min]
1	100	0,7	0,2	1
2	120	0,9	0,3	1
3	150	1,2	0,5	1
4	170	1,4	0,6	1
5	180	1,5	0,6	1

Nel paragrafo che segue sono riportati i grafici tempo-temperatura dei provini saldati.

4.3.2 - Curve tempo-temperatura

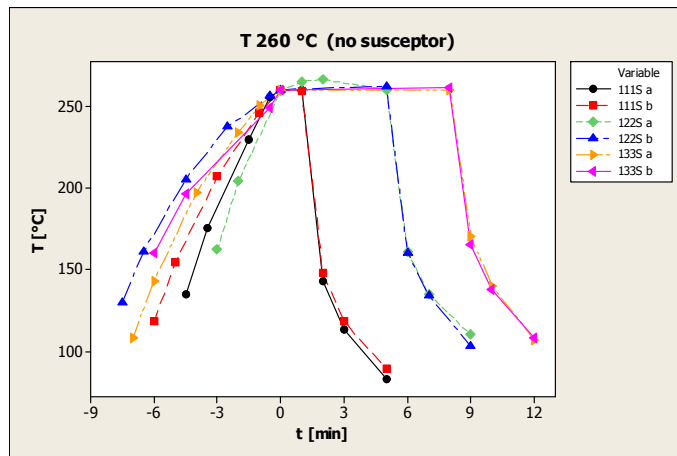


Grafico 6 Curva tempo-temperatura (T di processo 260°C senza alcun inserto)

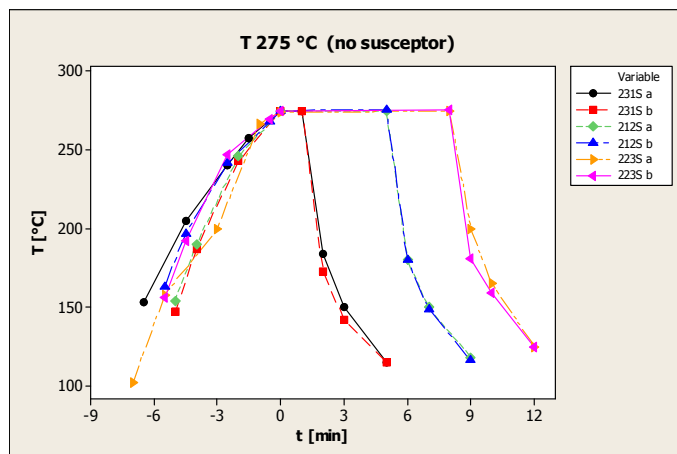


Grafico 7 Curva tempo-temperatura (T di processo 275°C senza alcun inserto)

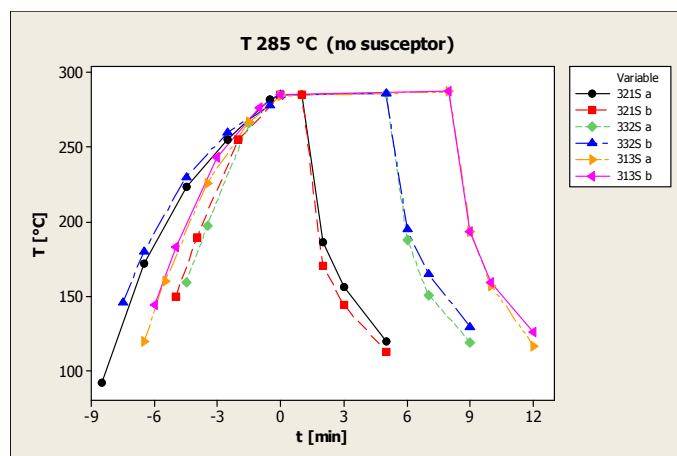


Grafico 8 Curva tempo-temperatura (T di processo 285°C senza alcun inserto)

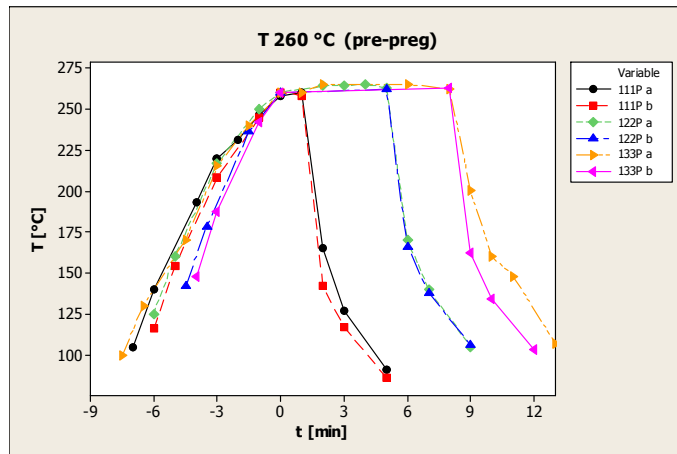


Grafico 9 Curva tempo-temperatura (T di processo 260°C con pre-preg all'interfaccia)

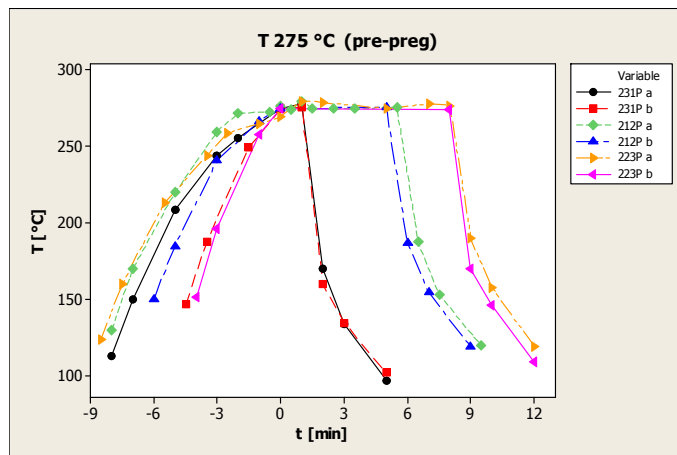


Grafico 10 Curva tempo-temperatura (T di processo 275°C con pre-preg all'interfaccia)

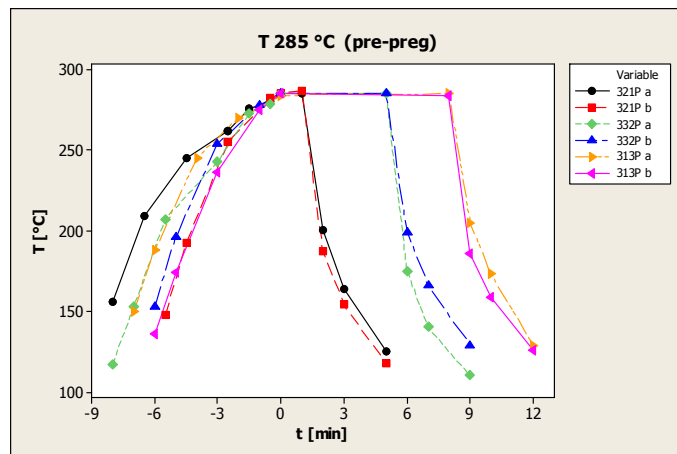


Grafico 11 Curva tempo-temperatura (T di processo 285°C con pre-preg all'interfaccia)

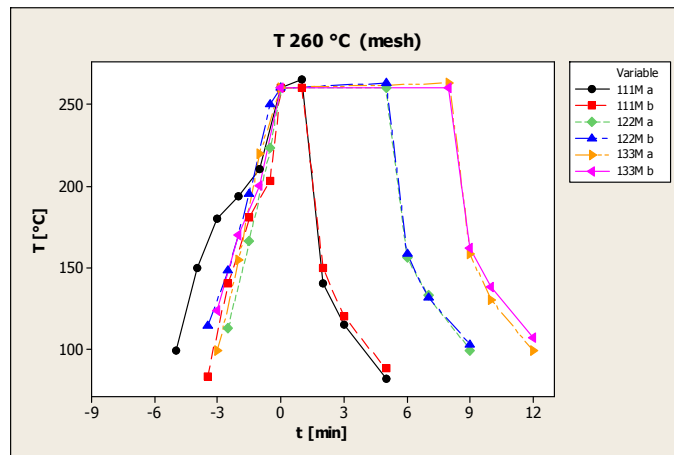


Grafico 12 Curva tempo-temperatura (T di processo 260°C con mesh come suscettore)

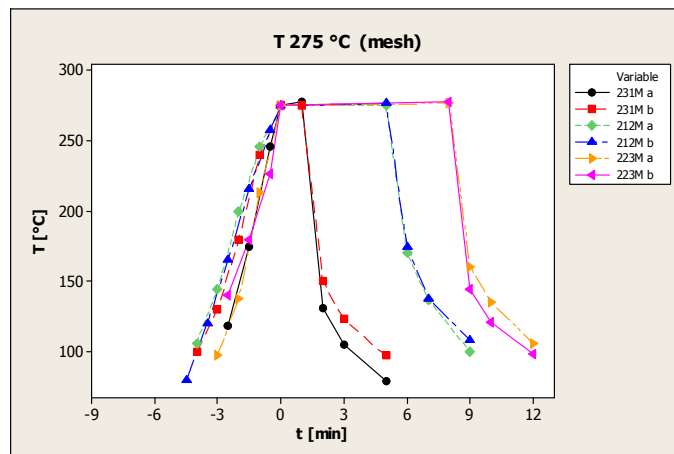


Grafico 13 Curva tempo-temperatura (T di processo 275°C con mesh come suscettore)

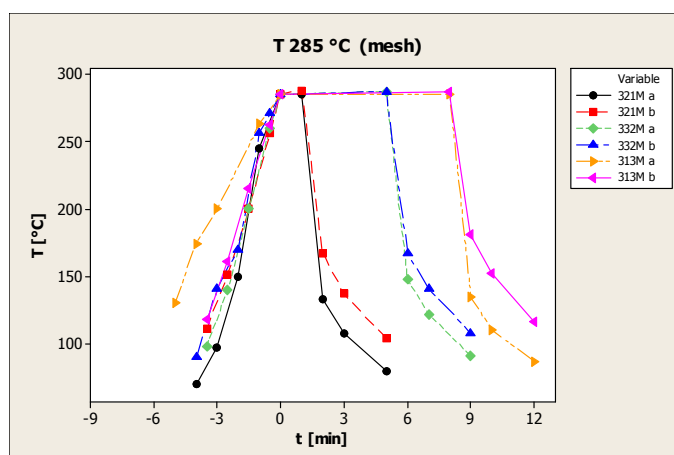


Grafico 14 Curva tempo-temperatura (T di processo 285°C con mesh come suscettore)

4.3.3 – Immagini dei provini saldati

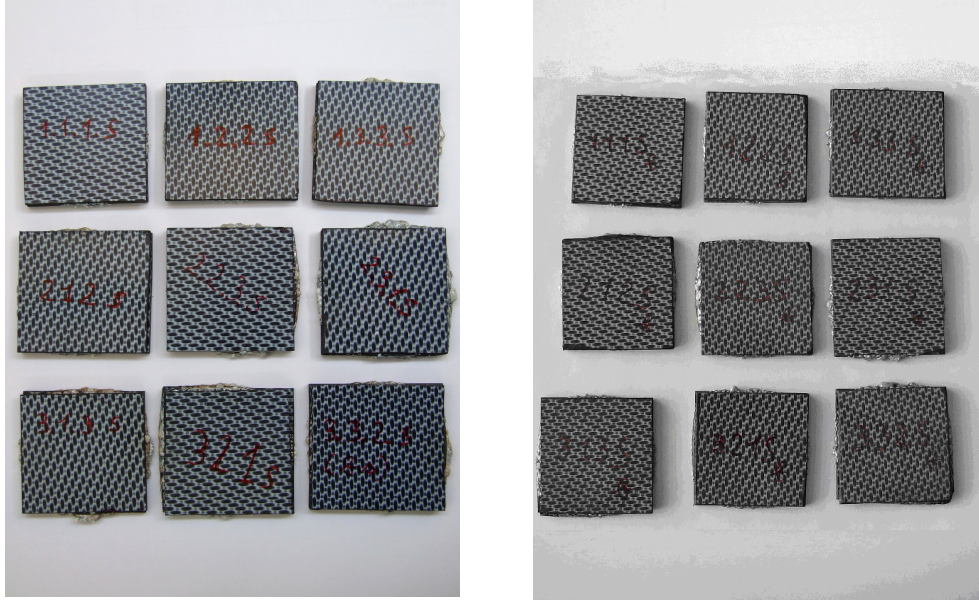


Figura 49 Provini saldati senza alcun inserto all'interfaccia

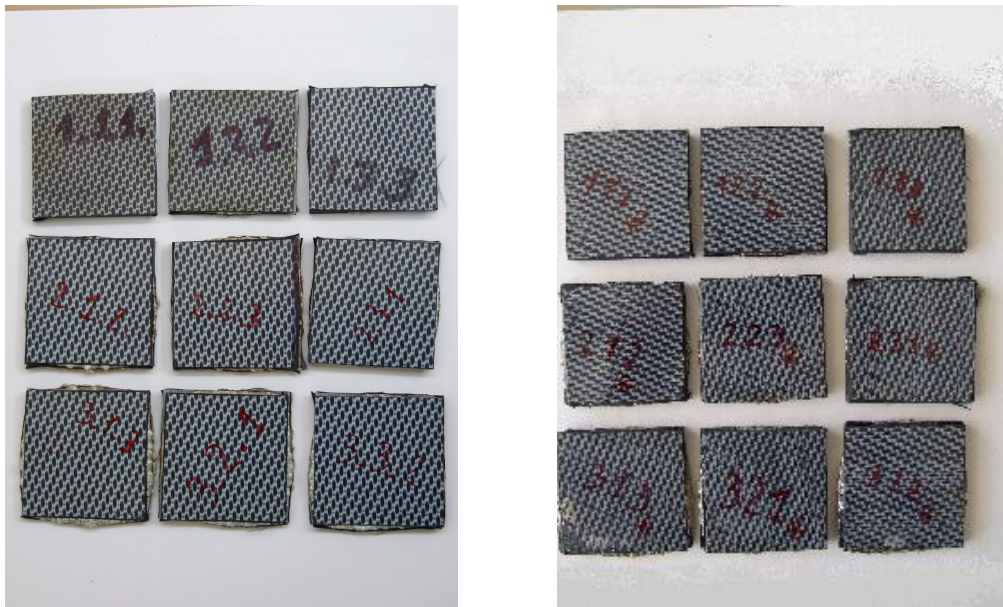


Figura 50 Provini saldati con prepreg come inserto all'interfaccia

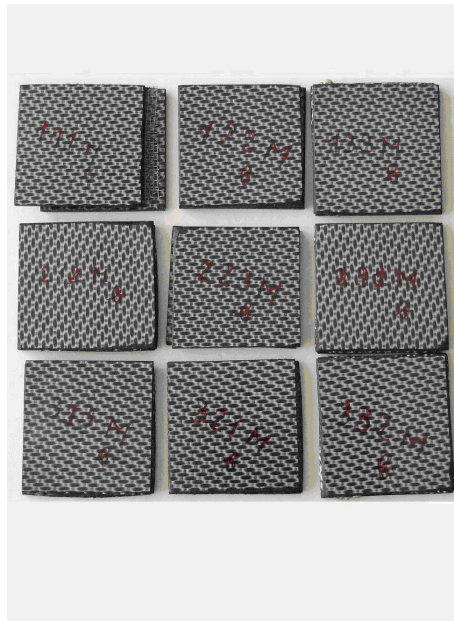
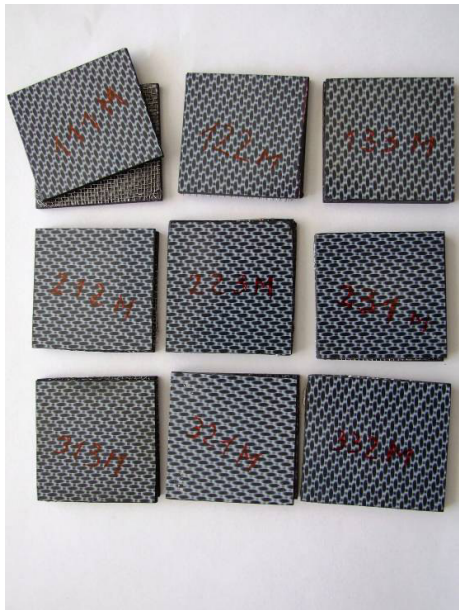


Figura 51 Provini saldati con mesh metallica come elemento suscettore all'interfaccia

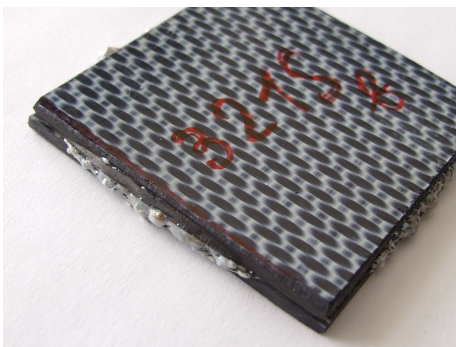


Figura 52 Per effetto di pressione e temperatura si ha lo squeeze-out della matrice e una deformazione del tessuto di rinforzo

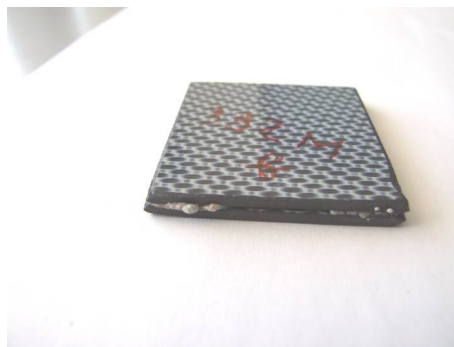


Figura 53 La mesh metallica come suscettore localizza il calore all'interfaccia limitando i fenomeni di degrado del provino.

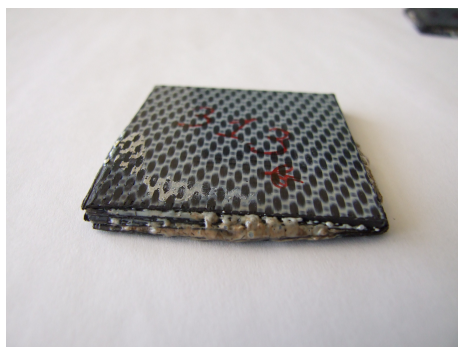


Figura 54 Salendo con la pressione si deve calibrare bene l'uniformità della stessa per evitare deformazioni localizzate



Figura 55 L'inserto prepreg sopperisce alla carenza di matrice che si determina per effetto squeeze-out

6. CAPITOLO 5 – VALUTAZIONE DELLA QUALITÀ DELLA SALDATURA: PROVE, RISULTATI E DISCUSSIONE

5.1 - Caratterizzazione dei provini saldati tramite tecnica non distruttiva agli ultrasuoni

Obiettivo di questo lavoro di caratterizzazione agli ultrasuoni è la definizione di criteri metodologici per il controllo della qualità di campioni saldati tramite induction welding.

I campioni saldati sono stati analizzati tramite sistema C-Scan ad ultrasuoni interfacciato con un software home made. L'analisi ha permesso di ottenere la mappatura di ogni provino al fine di effettuare una valutazione analitica della qualità delle saldature e della relativa meccanica di accoppiamento composito/composito. Inoltre, è stato realizzato un database dei possibili difetti in questo tipo di saldature (discontinuità di adesione tra i due laminati e valutazione dell'idoneità dell'unione saldata rispetto al processo di vita utile della stessa) in funzione dei diversi parametri di saldatura.

Per mettere a punto la procedura di misura più idonea, sono state testate le risposte di differenti frequenze ultrasonore su questa tipologia di materiali.

5.1.1 – Strumentazione ultrasonora utilizzata

Si riporta la descrizione del sistema di analisi ultrasonora C-Scan utilizzato (Figura 56 e Figura 57):

- Movimentatore Micro Controlo–Newport XYZ + rotazione su Z + tavola rotante
- Newport Motion controller MM4006
- Strumento Ultrasonoro Panametrics Pulser/Receiver 5601A
- Oscilloscopio LeCroy LC574A da 1GHz
- PC con scheda NI PCI-GPIB e software LabView 7.1
- Sonda ultrasonore ad immersione di frequenza 5 MHz focalizzata
- Vasca contenente i campioni da analizzare immersi in acqua demineralizzata.

Il programma di gestione assi e acquisizione dati è stato realizzato utilizzando il software Labview in ambito Enea Casaccia. Il programma acquisisce il segnale ultrasonoro (UT) in radiofrequenza (RF) con l'oscilloscopio e controlla in modo remoto un sistema di movimentazione a più assi (due assi alla volta) di modo che si può associare il segnale RF con la posizione. Si genera quindi una matrice tridimensionale (X=asse 1, Y=asse 2, Z=segnale RF) dalla quale si ottengono delle mappe in falsi colori che ci danno informazioni sull'interno del campione sotto esame.

Il segnale UT è generato dallo strumento che eccita un cristallo di quarzo tramite un impulso ad una determinata frequenza (per es. 5 MHz). Il cristallo è racchiuso nella sonda che è dotata di connettore HF. Il cristallo produce un'onda UT che si propaga nel mezzo in esame tramite un accoppiante (acqua in questo caso). Ogni interfaccia (differenza di materiale, superficie campione, fondo campione, difetti) produce un'eco di riflessione. Questo eco è una sinusoide smorzata che ha due caratteristiche principali: la ampiezza massima e la sua posizione nel tempo.

Prima di avviare una scansione si imposta il segnale in Radio Frequenza (RF) che si vuole acquisire con la sonda posizionata sul pezzo. Poi si stabilisce la scansione definendo la corsa e

lo spostamento laterale in mm lungo i due assi. L'area coperta dalla scansione sarà tale da ispezionare il campione.

Avviata la misura, la sonda si muove lungo l'asse di corsa alla velocità impostata, acquisendo i segnali RF con la risoluzione impostata.

Tutti i segnali ultrasonori acquisiti vengono immagazzinati e possono essere successivamente rielaborati tramite un altro software.



Figura 56 Sistema C-Scan del Centro ENEA di Brindisi

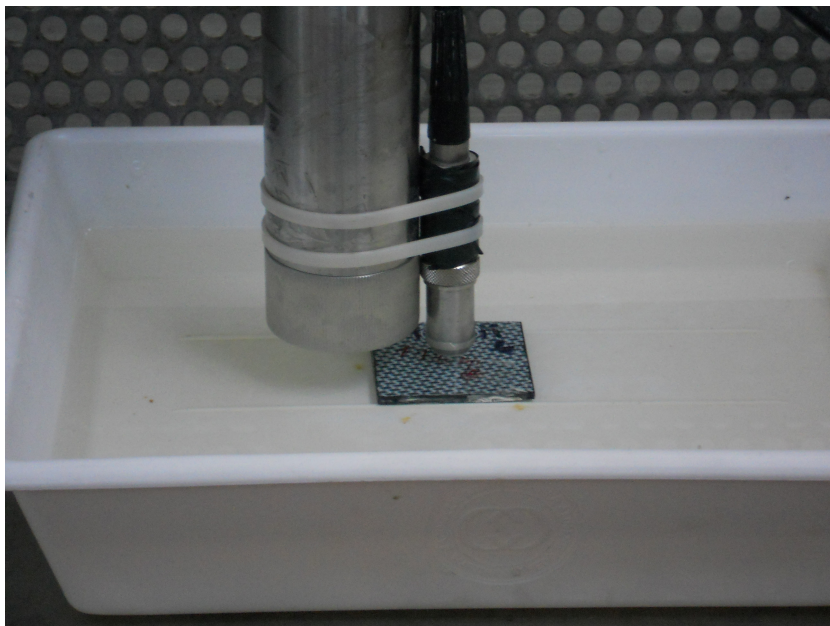


Figura 57 Campione da analizzare immerso in acqua

5.1.2 - Set up sperimentale delle prove C-scan

Allo scopo di valutare la sonda più idonea al tipo di misura, sono state effettuate alcune misure preliminari con diversi tipi di sonde focalizzate e ad immersione, da 5, 10 e 15 MHz.

Il risultato di queste prove preliminari, in termini di confronto tra nitidezza ed intensità della mappatura, ha indirizzato la scelta sulla sonda focalizzata da 5MHz Panametrics V310 S.N.23252.

E' stato inoltre necessario calcolare la corretta distanza in acqua tra testa della sonda e campione in modo da compensare l'attenuazione del fascio ultrasonoro nel campione stesso. In base alla legge di Snell:

$$W_p = F - MP * (C_m / C_w)$$

MP= Spessore materiale (fino all'interfaccia) 2.5 mm

C_m=velocità del suono nel materiale calcolata in precedenza pari a circa 2300 m/s

C_w= velocità del suono in acqua pari a circa 1480 m/s

F= distanza punto focale in acqua (ricavato sperimentalmente quando il contatto con il fondo presenta ampiezza massima).

Poiché il tempo di volo misurato è: $T_v = 38 \mu s$

si ha : $F = (C_w * T_v) / 2 = 26 \text{ mm}$

e pertanto

$$W_p = 22 \text{ mm}$$

Per avere una misura analitica della distanza di 22 mm tra la testa della sonda e la superficie del campione, è stato calcolato il tempo di volo T_v , in acqua relativa, a tale distanza:

$$T_v = (2 * W_p) / C_w = 30 \mu s$$

valore che serve per stabilire, sull'oscilloscopio, la distanza tra la cresta del primo impulso e la cresta della riflessione sulla superficie.

Con un righello è stata misurata la distanza effettiva, risultata confrontabile con quella ricavata con il sistema ultrasonoro.

Alla nuova distanza di focalizzazione (22 mm in acqua), sono state eseguite le scansioni di tutti i campioni saldati.

5.1.3 – Risultati analisi C-Scan

Sono stati analizzati tutti i 54 campioni saldati discriminati secondo le tre tipologie di saldatura, ovvero:

- saldatura senza alcun inserto (gruppo S)
- saldatura con pre-preg come inserto (gruppo P)
- saldatura con mesh metallica come elemento suscettore (gruppo M)

Di seguito le immagini C-Scan più rappresentative dei provini saldati (Figura 58, Figura 59, Figura 60).

La mappa C-Scan relativa ad ogni campione, riportata nel riquadro in alto a sinistra dell'immagine, indica le variazioni di ampiezza del segnale ultrasonoro su tutta la superficie scansionata, in un range di profondità evidenziato nella rappresentazione A-Scan sottostante e opportunamente selezionato per ottimizzare la qualità della mappatura dei difetti. Le zone blu sono quelle con un segnale riflesso di ampiezza minore, mentre quelle rosse hanno un segnale riflesso maggiore. Il rifasamento del segnale è effettuato tramite software per ovviare ai lievi inconvenienti di disallineamento.

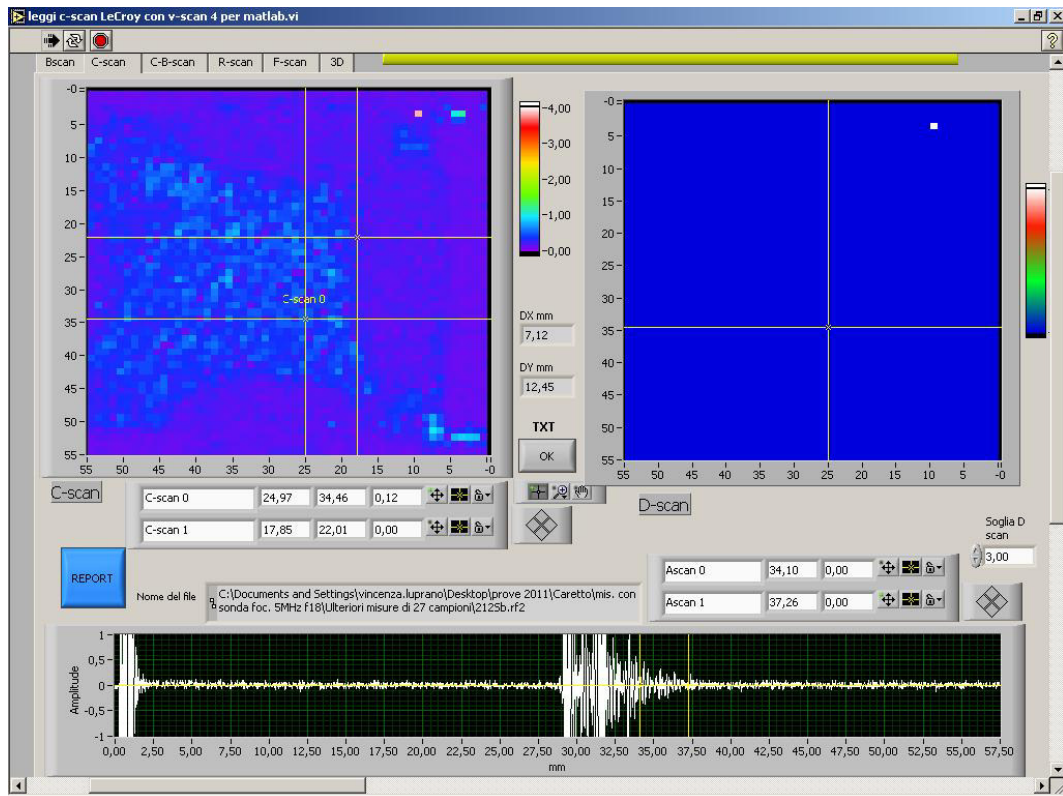


Figura 58 Immagine C-Scan dei provini saldati senza alcun inserto all'interfaccia

La Figura 58 rappresenta l'immagine acustica tipo per il gruppo S. Le zone blu sono quelle con un segnale riflesso di ampiezza minore. Questo è indice di una buona adesione della saldatura poiché il segnale riesce a superare l'interfaccia e quindi a viaggiare all'interno di tutto il campione causando un'attenuazione dello stesso segnale. In quest'immagine si può vedere come i bordi siano meglio saldati rispetto alle zone centrali, caratteristica da imputarsi alle maggiori temperature raggiunte in queste zone, per via dell'effetto di bordo.

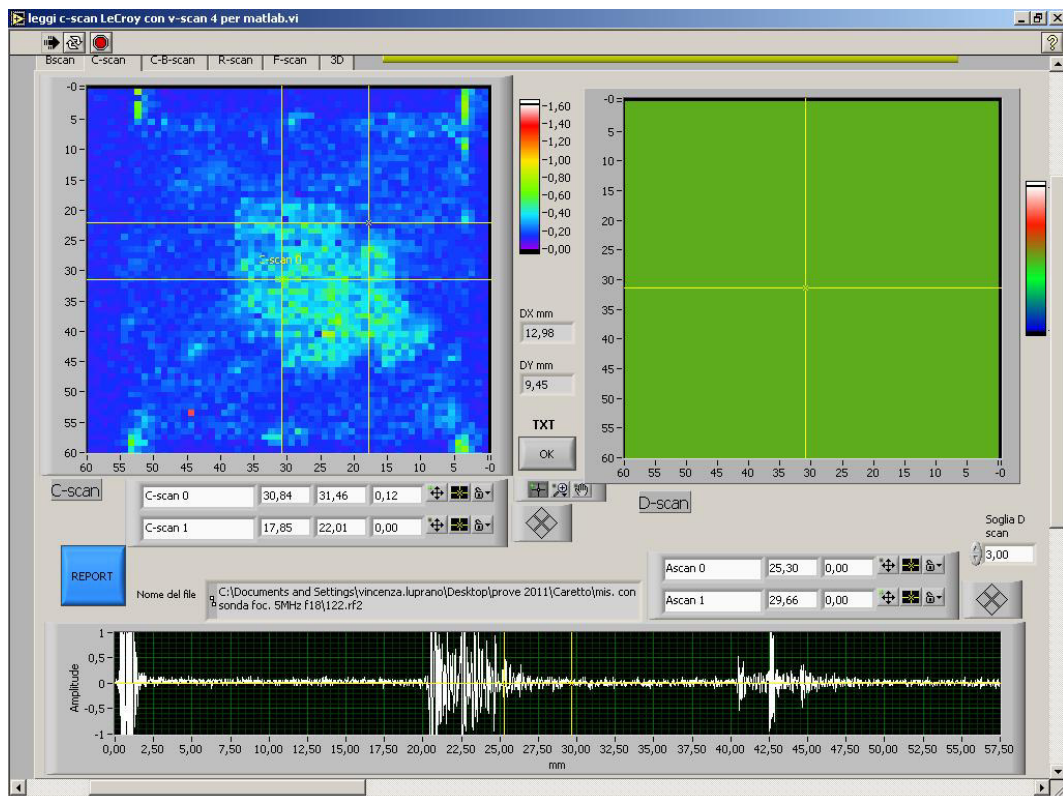


Figura 59 Immagine C-Scan dei provini saldati con pre-preg come inserto all'interfaccia

La Figura 59 rappresenta l'immagine acustica tipo per il gruppo P. Una zona centrale, con un'adesione più modesta viene visualizzata nella mappa C-Scan da una superficie ben definita e di colore verde. In questa zona l'ampiezza del segnale riflesso dall'interfaccia è più elevata. Nella restante parte del campione si denota una maggiore aderenza (zone di colore blu), dove il segnale ultrasonoro riesce ad attraversare la saldatura, attenuandosi maggiormente. Rispetto ai provini senza alcun inserto, questi con inserto pre-preg presentano una più modesta uniformità di saldatura.

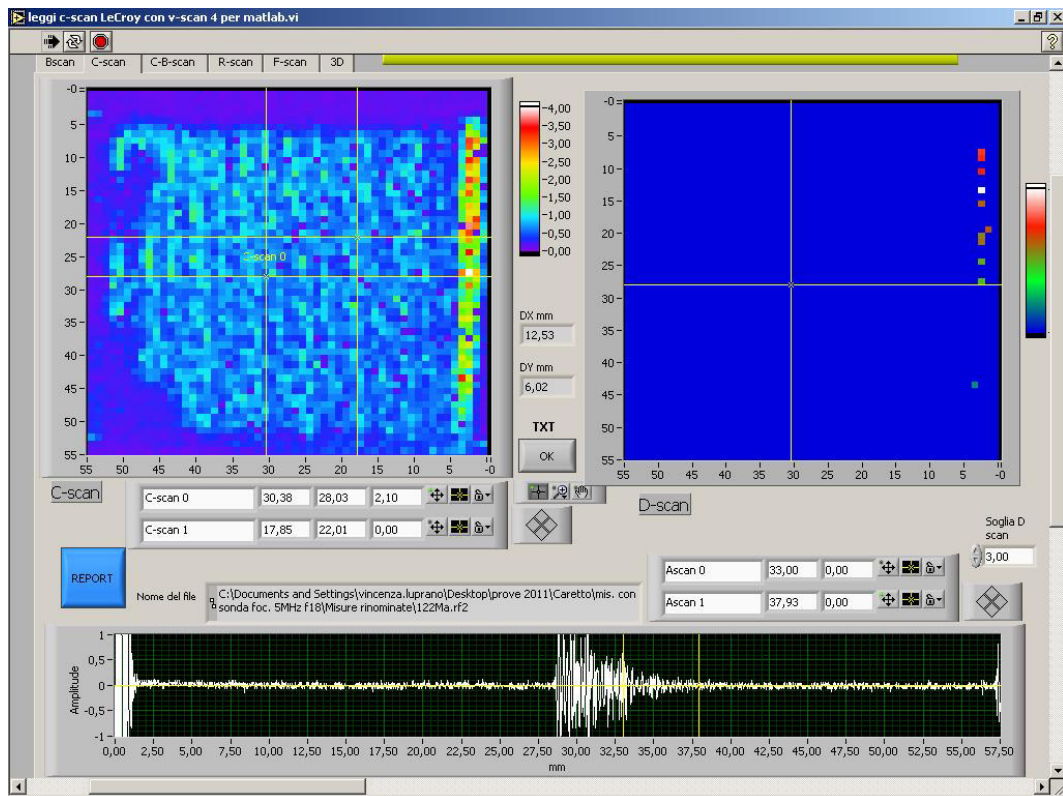


Figura 60 Immagine C-Scan dei provini saldati con mesh metallica come elemento suscettore all'interfaccia

La Figura 60 rappresenta l'immagine acustica tipo per il gruppo M. Si rileva che l'immagine indica una scarsa adesione tra le due superfici, visualizzata nella mappa C-Scan dalla diffusa superficie di colore verde che sta ad indicare una più elevata ampiezza del segnale riflesso dall'interfaccia, ottenuta sempre nello stesso intervallo spaziale dell'A-Scan del gruppo S. Il fatto che l'ampiezza del segnale ultrasonoro sia maggiore è giustificato dal fatto che gran parte del segnale viene riflesso all'interfaccia di saldatura (non essendo questa ben saldata) e viaggia solo nel componente superiore del campione con ovvia minore attenuazione rispetto alle saldature del gruppo S.

Ulteriori sviluppi di questa ricerca potrebbero condurre ad una più dettagliata analisi qualitativa, applicando su tali dati una metodologia di analisi con sistemi software che emulano reti neurali, in grado di individuare relazioni ricorrenti su aree omogenee, aree di discontinuità ed altre relazioni utili a fornire una chiave di lettura dei risultati con un più elevato rigore scientifico.

5.2 - Test meccanico per la determinazione dell'ILSS

Lo studio dell'applicabilità dei processi di saldatura per induzione su CFRP a matrice termoplastica per applicazioni avanzate, richiede di investigare sulle proprietà meccaniche e fisiche delle giunzioni realizzate con questa tecnologia.

In questo lavoro di ricerca è stato scelto come indice della qualità del processo i valori assunti dalla resistenza a taglio interlaminare (ILSS), misurati tramite il test descritto nella norma UNI EN ISO 14130 "Determinazione della resistenza a taglio interlaminare apparente per prova a flessione su appoggi ravvicinati". Questo test ha il vantaggio di richiedere, per la realizzazione dei provini, molto meno materiale rispetto ai test lap shear o mode I DCB, risulta semplice da eseguire e i dati di forza e spostamento danno una notevole quantità di informazioni. È stato verificato, mediante simulazione agli elementi finiti, che questo setup induce un'interessante distribuzione di stress sulla saldatura [59].

La determinazione dei valori di ILSS, per provini saldati in condizioni di processo diverse, ha permesso lo studio delle relazioni esistenti tra parametri di processo e qualità della saldatura.

Le dimensioni dei provini saldati sono scelte in modo tale che da ognuno di essi si potessero ricavare tre provini per la prova a flessione.

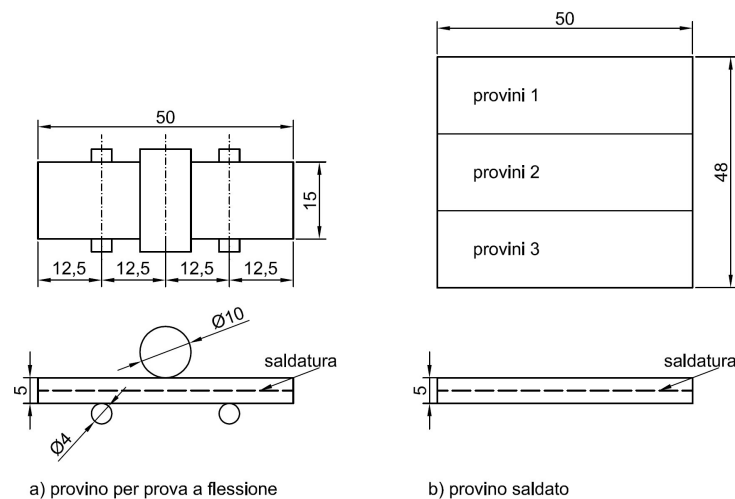


Figura 61 Rappresentazione della geometria dei provini.

In conformità alla norma UNI EN ISO 14130, in tutti i test è stata adottata una velocità della traversa pari a $(1 \pm 0,2)$ mm/min, ed i valori di carico sul campione sono stati acquisiti dal PC collegato alla macchina ad una velocità pari a 20 Hz.

Così come dettato dalla norma UNI EN ISO 14130, la formula impiegata per la determinazione dell'ILSS è descritta dalla seguente espressione:

$$\tau = 0.75 \frac{P_m}{bh}$$

dove τ è la resistenza a taglio interlaminare apparente [MPa],

- P_m è il carico massimo rilevato durante il test [N],
- b è la larghezza del provino [mm]
- h lo spessore [mm].

Per tutti i test condotti è stata impiegata una macchina di prova della MTS Alliance RT/50 munita di tool di fissaggio dei provini e di una cella di carico da 50 kN, così come rappresentato nella Fig. 5.7.



Figura 62 Impianto di prova a flessione

Ai provini per i test meccanici è stata assegnata una codifica alfanumerica così da poterli individuare in maniera univoca. Di seguito vengono riportati alcuni esempi che aiutano a comprendere il significato dei diversi caratteri presenti nel codice:

- 223Ma-c : le prime tre cifre “223” indicano il settaggio dei parametri di processo, secondo le indicazioni di Tabella 7, in questo caso: $T=275^{\circ}\text{C}$, $P=130\text{kPa}$, tempo= 8min. La lettera “M” indica la presenza della mesh metallica come inserto di interfaccia; la lettera “a” indica la prima delle due ripetizioni di prova effettuate e la lettera “c” uno dei tre provini per la prova a flessione, tagliati secondo le indicazioni di Figura 61.
- 332Sb-a : “332” ($T=285^{\circ}\text{C}$, $P=160\text{kPa}$, tempo=5 min), “S” sta ad indicare che all’interfaccia di saldatura non è presente alcun inserto, “b” seconda ripetizione, “a” primo dei tre provini tagliati così come indicato in Figura 61.
- 111Pa-b : “111” ($T=260^{\circ}\text{C}$, $P=100\text{kPa}$, tempo=1 min), “P” pre-preg come inserto all’interfaccia di saldatura, “a” prima ripetizione, “b” secondo dei tre provini tagliati così come indicato in Figura 61.

Nel Grafico 15 è illustrato un esempio di curva sforzo/deformazione ottenuti nelle prove di ILSS; nelle Tabella 11, Tabella 12 e Tabella 13 sono riportati i risultati di ogni singolo test, rilevati dai report di prova . Le celle vuote presenti nelle tabelle, sono relative ai provini che non si sono saldati o che si sono scollati in fase di taglio.

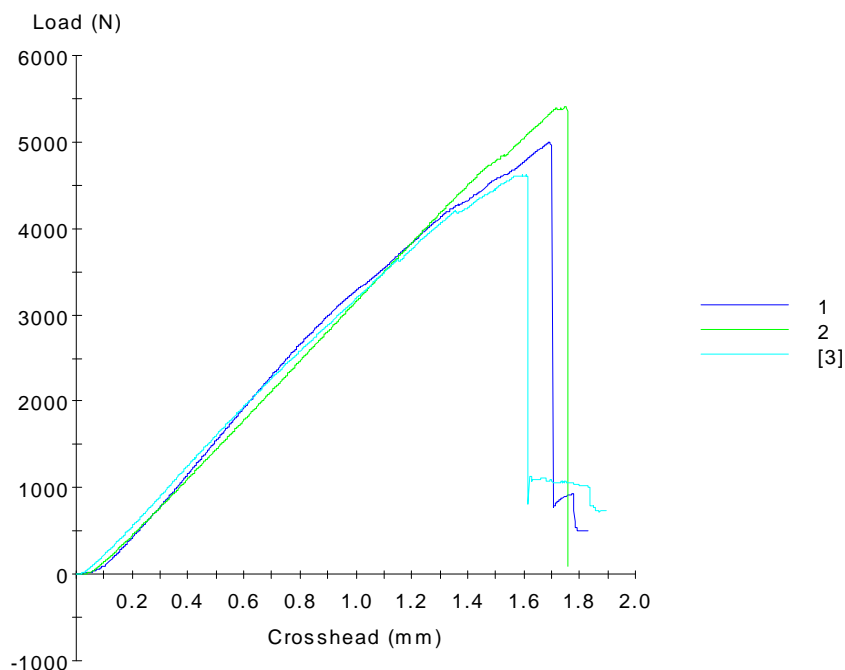


Grafico 15 Esempio di curva sforzo-deformazione ottenute dalle prove ILSS

Tabella 11 Risultati dei test ILSS su provini senza inserto

run order	level	τ [MPa] Sa a	τ [MPa] Sa b	τ [MPa] Sa c	τ [MPa] Sb a	τ [MPa] Sb b	τ [MPa] Sb c	ILSS τ_{media} [MPa]	Dev St [MPa]
1	111	47,454	50,078	47,573	44,099	46,976	45,005	46,864	2,112
2	122	45,552	49,514		43,002	48,315		46,596	2,914
3	133	45,359	49,164	45,155	52,05	46,336		47,613	2,952
4	212	56,055	58,301	57,178	47,379	57,505	54,058	55,079	4,049
5	223	47,008	43,418	41,295	53,589	57,882	42,67	47,644	6,685
6	231	55,359	58,398	56,517	53,263	57,566	46,684	54,631	4,288
7	313	44,785	56,609	56,117	58,904	54,291	42,453	52,193	6,842
8	321	42,078	50,243	43,712	40,134	50,233	54,55	46,825	5,656
9	332	51,186	58,239	43,151	52,453	54,352	56,131	52,585	5,266

Tabella 12 Risultati dei test ILSS dei provini con inserto pre-preg

run order	level	τ [MPa] Pa a	τ [MPa] Pa b	τ [MPa] Pa c	τ [MPa] Pb a	τ [MPa] Pb b	τ [MPa] Pb c	τ_{media} [MPa]	Dev St
1	111	37,941	36,683	39,257			38,599	38,120	1,098
2	122	39,83	39,845	37,271	41,66		37,859	39,293	1,756
3	133	37,293	38,156	37,724	38,057	38,070	35,848	37,525	0,881
4	212	41,697	38,802	38,247	43,536	39,545	40,972	40,467	1,987
5	223	39,767	38,714	41,844	38,978	43,614	41,383	40,717	1,899
6	231	41,14	41,155	39,202	41,398	39,854	42,612	40,894	1,206
7	313	43,596	47,148	44,747		46,537	52,953	46,996	3,617
8	321	41,808	41,412	42,939	37,504	38,056	42,866	40,764	2,392
9	332		38,319		42,375	50,047	43,846	43,64675	4,865017

Tabella 13 Risultati dei test ILSS dei provini con inserto mesh metallica

run order	level	τ [MPa] Ma a	τ [MPa] Ma b	τ [MPa] Ma c	τ [MPa] Mb a	τ [MPa] Mb b	τ [MPa] Mb c	τ_{media} [MPa]	Dev St
1	111								
2	122			33,268	33,851	37,161		34,760	2,099
3	133			35,997	49,297	36,709	36,494	39,624	6,455
4	212	36,635	43,94	34,035	52,147	37,069	37,514	40,223	6,699
5	223	32,874	38,172	34,194				35,080	2,757
6	231	34,314	31,807	30,8	36,199	35,146	43,732	35,333	4,590
7	313	34,427	33,22	35,73	47,912	45,997	36,894	39,030	6,290
8	321	31,506	36,234	39,581	36,176	42,453	37,239	37,198	3,678
9	332	36,043	36,303	43,119	45,258	38,909	39,533	39,860	3,687

5.3 - Analisi degli effetti dei parametri di processo sulla resistenza a taglio interlaminare

Di seguito viene proposto uno studio per determinare come i parametri di processo influenzano, in termini di valori di ILSS, la qualità delle saldature realizzate.

La ricerca dei parametri di processo più influenti e la determinazione di criteri di ottimizzazione delle prestazioni viene affrontata con il metodo statistico di Taguchi.

Dopo la fase iniziale di impostazione, la procedura di analisi ha previsto l'immissione dei valori di ILSS, in una tabella di lavoro contenente tutte le combinazioni dei livelli dei parametri di processo selezionati secondo quanto riportato in Tabella 7 e Tabella 8. I valori di ILSS sono misurati sperimentalmente tramite le prove meccaniche eseguite sui provini realizzati con quegli specifici livelli di parametri di processo, settati secondo quanto previsto dalla procedura stessa. Valutando i valori medi di ILSS, ai vari livelli di parametri impostati, si è potuto individuare come la resistenza interlaminare varia al variare di questi livelli. La stessa operazione è stata compiuta con i valori di deviazione standard. E' stato così possibile individuare le combinazioni di livelli che massimizzano la qualità della saldatura e che minimizzano l'instabilità del processo di saldatura.

Nelle Tabella 14, Tabella 15 e Tabella 16 sono mostrati gli schemi dei programmi di analisi, rispettivamente per i provini senza inserto, con pre-preg e con mesh metallica come inserti all'interfaccia. In ciascuna riga e quindi per ciascuna combinazione di parametri di processo, sono riportati i valori medi di resistenza a taglio interlaminare ILSS e i relativi valori di deviazione standard.

5.3.1 Resistenza a taglio interlaminare per provini senza inserto

Tabella 14 Tabella di risposta dell'analisi DOE ai risultati dei test ILSS su provini senza inserto

run order	level			results	
	T	P	t	ILSS τ_{media} [MPa]	Dev St [MPa]
1	1	1	1	46,864	2,112
2	1	2	2	46,596	2,914
3	1	3	3	47,613	2,952
4	2	1	2	55,079	4,049
5	2	2	3	47,644	6,685
6	2	3	1	54,631	4,288
7	3	1	3	54,141	5,483
8	3	2	1	46,825	5,656
9	3	3	2	52,585	5,266

level	T	P	t
1	47,02	52,03	49,44
2	52,45	47,02	51,42
3	51,18	51,61	49,80
Delta	5,43	5,01	1,98
Rank	1	2	3

DevSt ILSS	T	P	t
1	2,66	3,88	4,02
2	5,01	5,09	4,08
3	5,47	4,17	5,04
delta	2,81	1,20	1,02
Rank	1	2	3

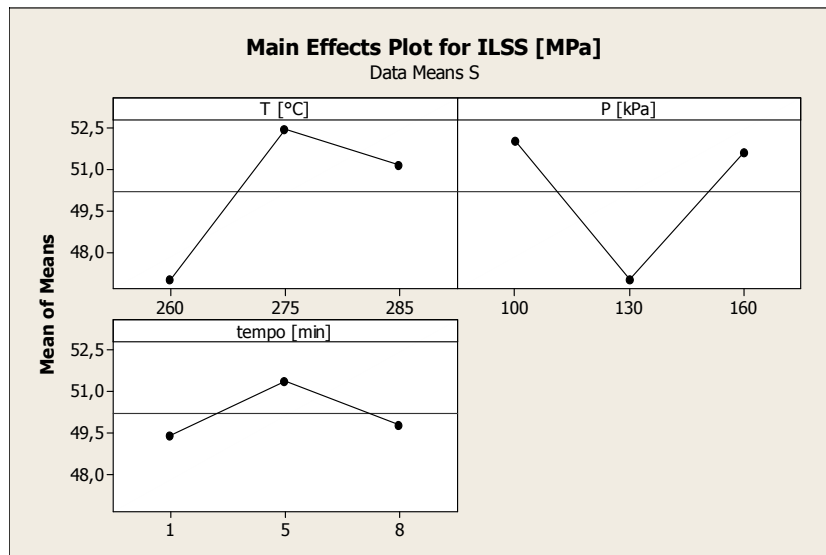


Grafico 16 Grafico delle interazioni dei parametri di processo sui valori medi di ILSS

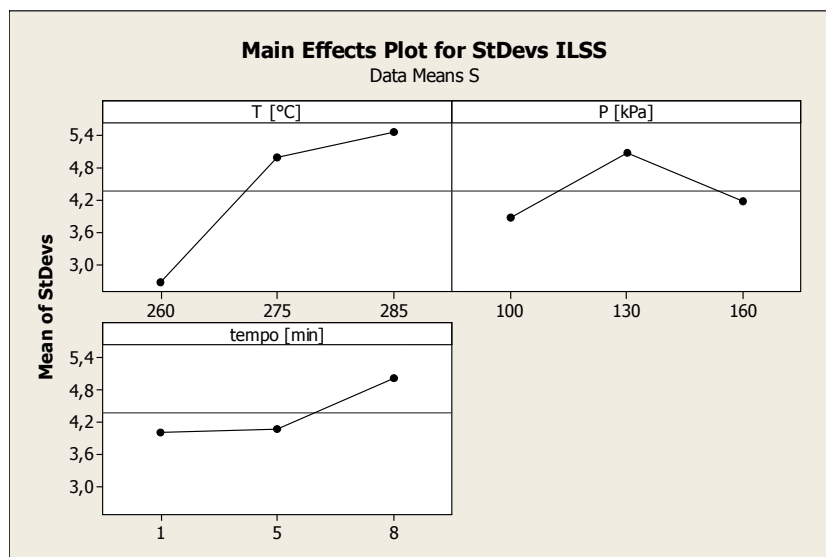


Grafico 17 Grafico delle interazioni dei parametri di processo sulla deviazione standard dei risultati di ILSS

Nei Grafico 16 e Grafico 17 viene evidenziato come variano i valori medi di ILSS e deviazione standard, al variare dei tre parametri di processo considerati.

Nel caso di provini senza inserto di interfaccia, il parametro che più influenza il valore di resistenza al taglio è la temperatura, a seguire viene la pressione applicata e il tempo di residenza. Tra l'altro, le oscillazioni dovute a quest'ultimo parametro sono ampiamente contenute nell'errore sperimentale. Dai grafici si può vedere che settando i parametri di processo ai valori "212" si ha il massimo della ILSS.

Anche per la deviazione standard il parametro più influente è la temperature e a seguire troviamo pressione e tempo. La combinazione di livelli che minimizza la deviazione standard e la "111" settaggio che consentirebbe di realizzare un processo di saldatura più stabile a scapito però della resistenza della giunzione. Possiamo così dire che al crescere della

temperatura aumenta la qualità della saldatura, ma aumentano anche i problemi di gestione del processo e così le oscillazioni sui valori di resistenza a taglio sono più consistenti. Per ciò che riguarda l'influenza che ha la pressione, si vede che intorno ai 130 kPa si ha un ILSS minima, probabilmente i benefici che porta la compattazione vengono ridotti a causa del fenomeno dello squeeze-out che fa perdere matrice al provino e quindi all'interfaccia di saldatura. All'aumentare del tempo di residenza si ha un contenuto aumento dei valori di ILSS, con un massimo intorno ai 5 minuti.

Usando la statistica di Taguchi si è fatta una stima dei valori di resistenza a taglio interlaminare apparente, anche per le condizioni di processo non contemplate nella matrice sperimentale adottata (Tabella 15). Si è così confermato che nel caso di saldatura senza inserto all'interfaccia, la combinazione dei livelli che ottimizzano la ILSS è la "212" (T=275°C, P=100 kPa, t=5min), combinazione che rientra tra quelle verificate sperimentalmente e che consente di raggiungere un valore di ILSS pari a 55MPa.

Tabella 15 Valori di ILSS predetti utilizzando l'analisi di Taguchi (provini senza inserto)

Mean	StDev	Factor levels for predictions		
		T	P	t
48,0529	1,80219	1	1	1
50,0330	1,85987	1	1	2
48,4120	2,82357	1	1	3
43,0462	3,00649	1	2	1
45,0262	3,06417	1	2	2
43,4053	4,02787	1	2	3
47,6345	2,08950	1	3	1
49,6145	2,14717	1	3	2
47,9936	3,11087	1	3	3
53,4801	4,15034	2	1	1
55,4601	4,20801	2	1	2
53,8392	5,17171	2	1	3
48,4733	5,35463	2	2	1
50,4534	5,41231	2	2	2
48,8324	6,37601	2	2	3
53,0616	4,43764	2	3	1
55,0416	4,49531	2	3	2
53,4207	5,45902	2	3	3
52,2125	4,61134	3	1	1
54,1926	4,66901	3	1	2
52,5717	5,63271	3	1	3
47,2058	5,81564	3	2	1
49,1858	5,87331	3	2	2
47,5649	6,83701	3	2	3
51,7941	4,89864	3	3	1
53,7741	4,95632	3	3	2
52,1532	5,92002	3	3	3

Nella successiva Figura 63 Immagine C-Scan del provino è riportata l'immagine C-scan del provino "212Sa". Come si può notare, la saldatura risulta uniforme e il segnale ultrasonoro, riflesso dall'interfaccia, particolarmente debole, indice questo di una buona giunzione. Confrontando quest'immagine con le altre realizzate, si trova ulteriore conferma di come, nel caso non si utilizzi alcun inserto all'interfaccia, la combinazione dei parametri di processo "212" è quella che effettivamente ottimizza la qualità della saldatura.

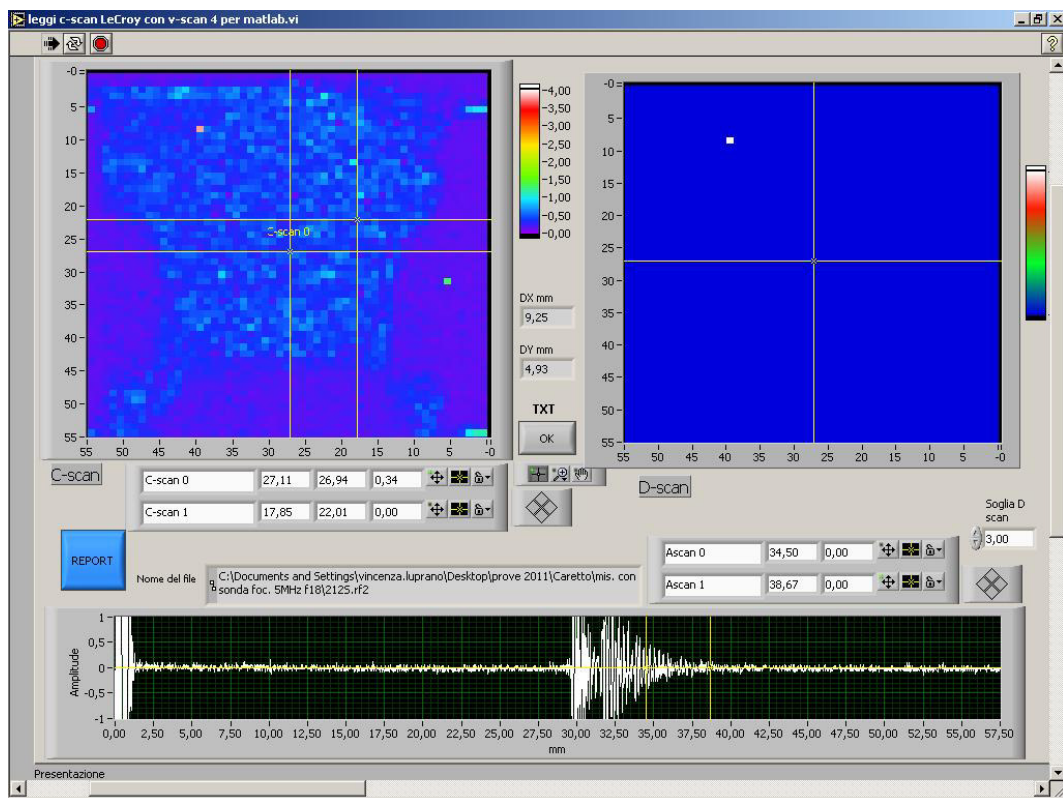


Figura 63 Immagine C-Scan del provino

5.3.2 Resistenza a taglio interlaminare per provini con inserto pre-preg

Tabella 16 Tabella di risposta dell'analisi DOE ai risultati dei test ILSS su provini con inserto pre-preg

run order	level			results	
	T	P	t	ILSS τ_{media} [MPa]	Dev St [MPa]
1	1	1	1	38,120	1,098
2	1	2	2	39,293	1,756
3	1	3	3	37,525	0,881
4	2	1	2	40,467	1,987
5	2	2	3	40,717	1,900
6	2	3	1	40,894	1,207
7	3	1	3	46,996	3,617
8	3	2	1	40,764	2,392
9	3	3	2	43,647	4,865

level	T	P	t
1	38,31	41,86	39,93
2	40,69	40,26	41,14
3	43,80	40,69	41,75
Delta	5,49	1,60	1,82
Rank	1	3	2

DevSt ILSS	T	P	t
1	1,25	2,23	1,57
2	1,70	2,02	2,87
3	3,62	2,32	2,13
delta	2,38	0,30	1,30
Rank	1	3	2

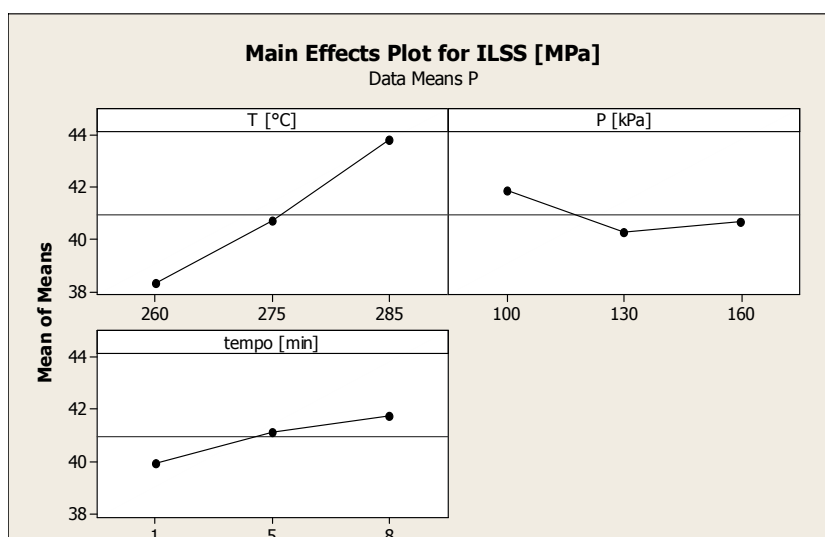


Grafico 18 Grafico delle interazioni dei parametri di processo sui valori medi di ILSS

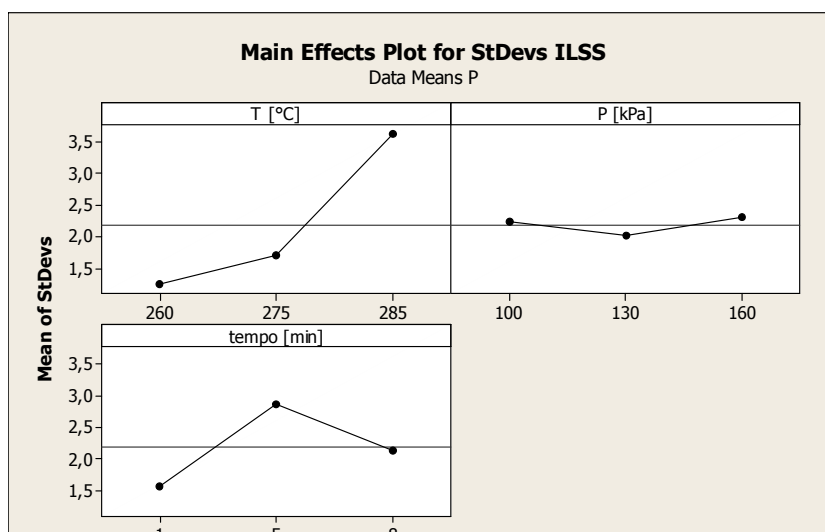


Grafico 19 Grafico delle interazioni dei parametri di processo sulla deviazione standard dei risultati di ILSS

Nei Grafico 18 e Grafico 19 viene evidenziato come variano i valori medi di ILSS e deviazione standard, al variare dei tre parametri di processo considerati.

Anche nel caso di provini con pre-preg come inserto di interfaccia, il parametro che più influenza il valore di resistenza al taglio è la temperatura, a seguire viene il tempo di residenza e la pressione applicata. Le oscillazioni dovute a questi ultimi due parametri sono comunque contenute entro i limiti dell'errore sperimentale. Dai grafici si può facilmente notare che settando i parametri di processo ai livelli "313" si ha il massimo della ILSS.

Anche per la deviazione standard il parametro più influente è la temperatura, a seguire troviamo tempo e pressione. La combinazione di livelli che minimizza la deviazione standard è la "121" settaggio che consentirebbe di realizzare un processo di saldatura più stabile a scapito però della resistenza della giunzione. Risulta evidente come al crescere della temperatura aumenta la qualità della saldatura, ma aumentano anche i problemi di gestione del processo e così le oscillazioni sui valori di resistenza a taglio sono più consistenti. Per ciò che riguarda l'influenza che ha la pressione, anche in questo caso intorno ai 130 kPa si ha un

ILSS minima, comunque la saldatura sembra risentire ben poco delle variazioni di questo parametro.

All'aumentare del tempo di residenza si ha un contenuto aumento dei valori di ILSS.

Usando la statistica di Taguchi si è fatta una stima dei valori di resistenza a taglio interlaminare apparente, anche per le condizioni di processo non contemplate nella matrice sperimentale adottata (Tabella 17). Si è così confermato che la combinazione dei livelli che massimizzano la ILSS è la "313" (T=285°C, P=100 kPa, t=8min), combinazione che rientra tra quelle verificate sperimentalmente e tramite la quale si raggiunge un valore di ILSS pari a 47 MPa.

Tabella 17 Valori di ILSS predetti utilizzando l'analisi di Taguchi (provini con inserto pre-preg)

Mean	StDev	Factor levels for predictions		
		T	P	t
38,2279	0,66666	1	1	1
39,4374	1,97030	1	1	2
40,0479	1,23365	1	1	3
36,6250	0,44874	1	2	1
37,8345	1,75238	1	2	2
38,4449	1,01573	1	2	3
37,0553	0,75016	1	3	1
38,2648	2,05380	1	3	2
38,8753	1,31714	1	3	3
40,6076	1,11897	2	1	1
41,8171	2,42261	2	1	2
42,4275	1,68595	2	1	3
39,0046	0,90105	2	2	1
40,2141	2,20469	2	2	2
40,8246	1,46803	2	2	3
39,4350	1,20246	2	3	1
40,6445	2,50610	2	3	2
41,2549	1,76944	2	3	3
43,7177	3,04618	3	1	1
44,9273	4,34982	3	1	2
45,5377	3,61316	3	1	3
42,1148	2,82826	3	2	1
43,3243	4,13190	3	2	2
43,9347	3,39524	3	2	3
42,5451	3,12967	3	3	1
43,7547	4,43331	3	3	2
44,3651	3,69665	3	3	3

Nella successiva Figura 64 è riportata l'immagine C-scan del provino "313Pa". Seppur la saldatura risulta sufficientemente uniforme, vi sono piccole aree in cui è presente un forte segnale ultrasonoro riflesso dall'interfaccia, indice questo di zone non saldate. Questo concorda con valori di ILSS più bassi rispetto alla saldatura senza inserto all'interfaccia. Confrontando quest'immagine con le altre realizzate, si trova ulteriore conferma di come, nel caso si utilizzi il pre-preg CETEX® PPS come inserto all'interfaccia, la combinazione "313" dei parametri di processo è quella che effettivamente ottimizza la qualità della saldatura.

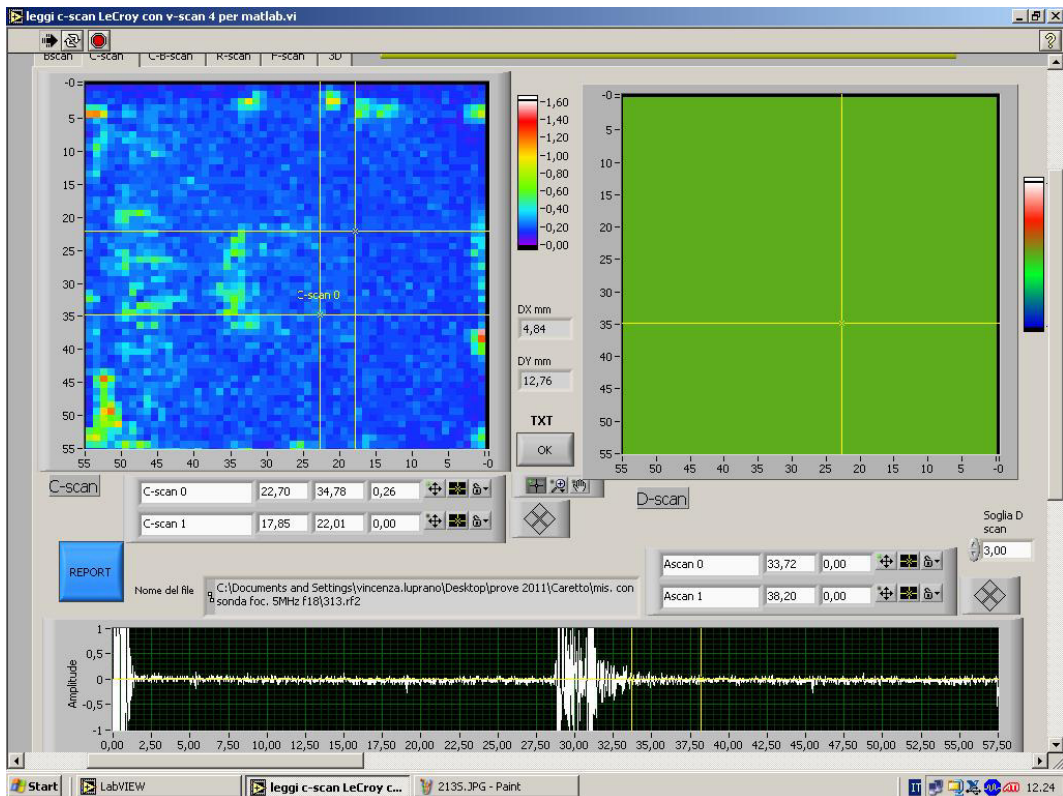


Figura 64 Immagine C-Scan del provino 313Pa

5.3.3 Resistenza a taglio interlaminare per provini con inserto mesh metallica

Tabella 18 Tabella di risposta dell'analisi DOE ai risultati dei test ILSS su provini con inserto mesh metallica

run order	level			results	
	T	P	t	ILSS τ_{media} [MPa]	Dev St [MPa]
1	1	1	1		
2	1	2	2	34,760	2,099
3	1	3	3	39,624	6,455
4	2	1	2	40,223	6,699
5	2	2	3	35,080	2,757
6	2	3	1	35,333	4,590
7	3	1	3	39,030	6,290
8	3	2	1	37,198	3,678
9	3	3	2	39,860	3,687

level	T	P	t
1	37,19	39,63	36,27
2	36,88	35,68	38,28
3	38,70	38,27	37,91
Delta	1,82	3,95	2,02
Rank	3	1	2

DevSt ILSS	T	P	t
1	4,28	6,50	4,13
2	4,68	2,85	4,16
3	4,55	4,91	5,17
delta	0,41	3,65	1,03
Rank	3	1	2

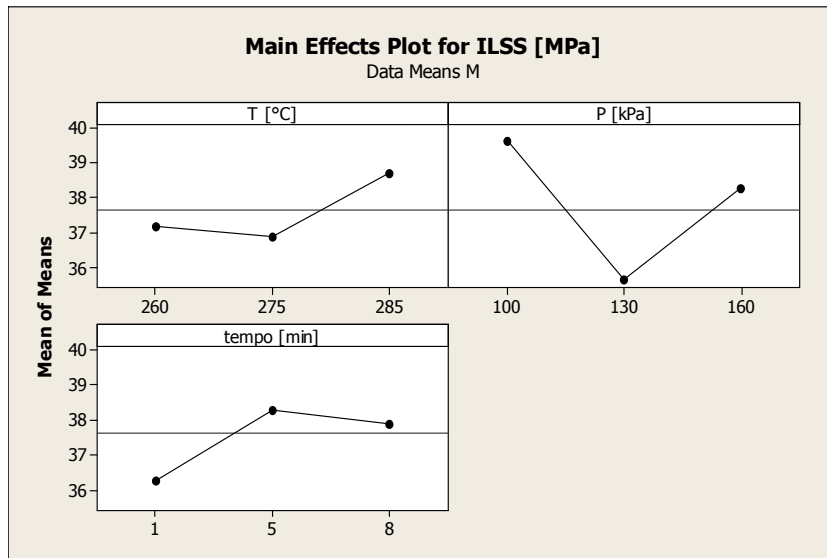


Grafico 20 Grafico delle interazioni dei parametri di processo sui valori medi di ILSS

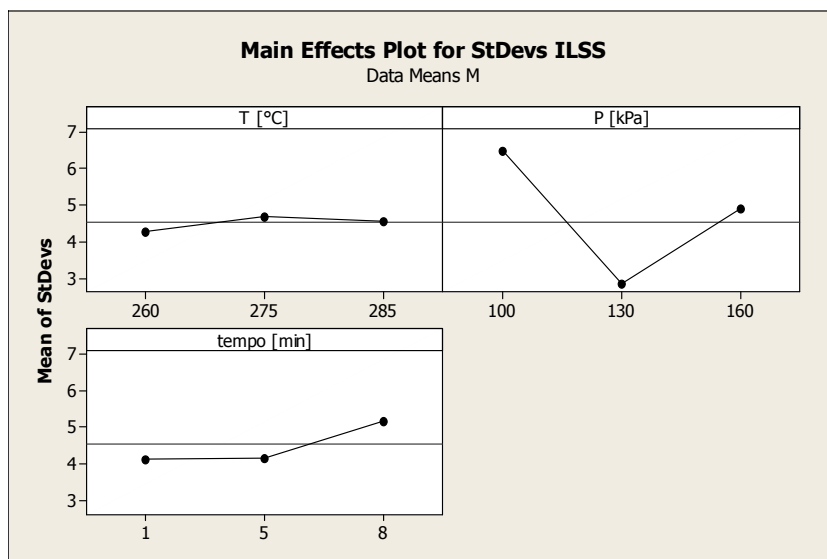


Grafico 21 Grafico delle interazioni dei parametri di processo sulla deviazione standard dei risultati di ILSS

Nei Grafico 20 e Grafico 21 viene evidenziato come variano i valori medi di ILSS e deviazione standard, al variare dei tre parametri di processo considerati.

Utilizzando una mesh metallica come elemento suscettore, si trova che il parametro che più influenza il valore di resistenza al taglio è la pressione, a seguire viene il tempo di residenza ed infine la temperatura. E' necessario sottolineare che i valori di deviazione standard registrati, sono più alti che nelle metodologie di saldatura precedenti. Nel caso di mesh metallica il processo risulta meno stabile e le variazioni del valore di ILSS, legate alle variazioni dei tre parametri di processo, rientrano nell'errore sperimentale.

Dai grafici si può vedere che settando i parametri di processo ai livelli "312" si ha il massimo della ILSS.

Per la deviazione standard il parametro più influente è la pressione, a seguire troviamo tempo e temperatura. La combinazione di livelli che minimizza la deviazione standard è la "121".

Anche in questo caso, intorno ai 130 kPa si ha un ILSS minima, con un minimo della deviazione standard. Al crescere della temperatura aumenta la qualità della saldatura, senza troppo pregiudicare la deviazione standard e quindi la stabilità del processo di saldatura, probabilmente perché la temperatura più elevata si raggiunge solo sulla mesh metallica senza coinvolgere il cuore dei componenti da saldare.

Come si può notare dalla Figura 51 i provini con mesh metallica sono meno stressati dal processo di saldatura, ed il settaggio "111" non produce alcun effetto di giunzione. Probabilmente con questo metodo si concentra il calore all'interfaccia, il processo diviene realizzabile con potenze minori, ma non si ha resina sufficiente per realizzare una saldatura efficace.

Usando la statistica di Taguchi si è fatta una stima dei valori di resistenza a taglio interlaminare apparente, anche per le condizioni di processo non contemplate nella matrice sperimentale adottata (Tabella 19). Si è trovato che la combinazione dei livelli che massimizzano la ILSS è la "312" ($T=285^{\circ}\text{C}$, $P=100\text{ kPa}$, $t=5\text{min}$), tramite la quale si prevede di raggiungere un valore di ILSS pari a 41 MPa.

Tabella 19 Valori di ILSS predetti utilizzando l'analisi di Tagichi (provini con mesh metallica come suscettore)

Mean	StDev	Factor levels for predictions		
		T	P	t
38,1435	8,46153	1	1	1
39,5334	7,04712	1	1	2
39,1634	8,05249	1	1	3
34,6906	4,15645	1	2	1
36,0805	2,74204	1	2	2
35,7105	3,74741	1	2	3
37,2839	6,22205	1	3	1
38,6738	4,80764	1	3	2
38,3038	5,81301	1	3	3
37,5131	7,47201	2	1	1
38,9029	6,05761	2	1	2
38,5329	7,06297	2	1	3
34,0602	3,16693	2	2	1
35,4500	1,75253	2	2	2
35,0800	2,75789	2	2	3
36,6535	5,23253	2	3	1
38,0433	3,81813	2	3	2
37,6733	4,82349	2	3	3
39,3306	7,34150	3	1	1
40,7204	5,92710	3	1	2
40,3505	6,93246	3	1	3
35,8777	3,03642	3	2	1
37,2675	1,62202	3	2	2
36,8976	2,62738	3	2	3
38,4710	5,10202	3	3	1
39,8608	3,68762	3	3	2
39,4909	4,69298	3	3	3

Nella successiva Figura 65 è riportata l'immagine C-scan del provino 313Mb, provino saldato alle condizioni di processo più vicine alle "312", ritenute ottimali per via statistica. La saldatura risulta uniforme ai bordi, ma presenta nella parte centrale un segnale ultrasonoro riflesso dall'interfaccia, indice questo di zone non saldate. Questo concorda con valori di ILSS più bassi rispetto a quelli ottenuti con le precedenti tipologie di interfaccia di saldatura. Inoltre, si trova che nel caso si utilizzi una mesh metallica come elemento suscettore all'interfaccia, la combinazione "313" è quella che ha dato una saldatura migliore. Considerato che la combinazione dei parametri di processo "313" è la più vicina alla teorica "312", questo conferma le previsioni ottenute per via statistica.

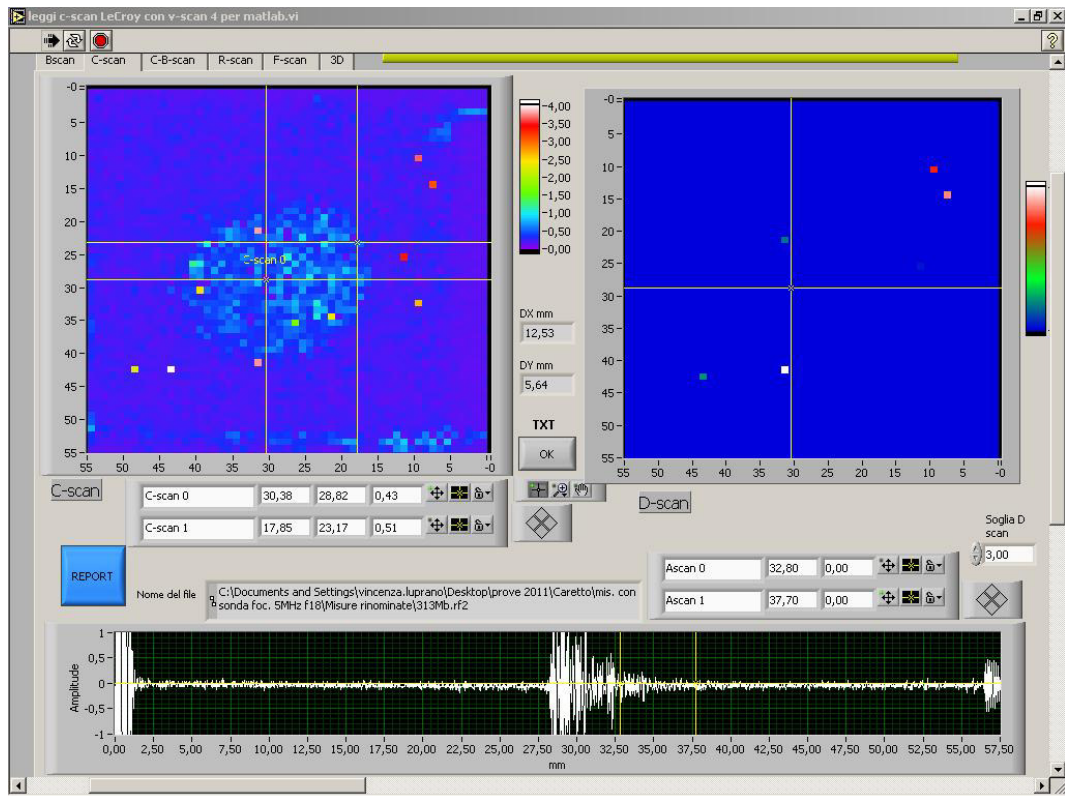


Figura 65 Immagine C-Scan del provino 313Mb

5.3.4 Risultati delle prove a flessione

Per avere un termine di confronto sui risultati di ILSS ottenuti, sono state eseguite le prove a flessione su appoggi ravvicinati anche su provini incollati. Allo scopo è stato utilizzato un adesivo strutturale acrilico, specifico per materie plastiche, denominato 3M™ Scotch-Weld™ DP 8005.

Per meglio visualizzare il comportamento che hanno le giunzioni durante il test meccanico, nel Graf. 5.5 sono riportate, contemporaneamente, le diverse curve sforzo-deformazione al variare dell'interfaccia di giunzione. Poiché le curve sforzo-deformazione variano al variare del settaggio dei parametri di processo, nel caso di questo grafico sono presenti le curve dei provini saldati alle condizioni ottimali.

La curva “non saldati” rappresenta il comportamento di provini non incollati in alcun modo.

La curva “adesivo” rappresenta il comportamento dei provini incollati tramite adesivo, in cui il “dente”, presente intorno ai 3500 N, rappresenta il punto in cui l'adesione ha ceduto. Come si può notare, dopo la rottura dell'interfaccia la curva “adesivo” segue lo stesso andamento della curva “non saldati”.

Le curve dei provini saldati con i parametri di processo ottimali, in generale mostrano una rigidità più alta rispetto ai provini incollati, con sforzi massimi decisamente superiori.

La curva 313M mostra una rottura progressiva, comportamento che si riscontra anche sugli altri provini che utilizzano la mesh metallica; i provini che non utilizzano inserti o che fanno ricorso al pre-preg mostrano, invece, un cedimento improvviso, indice di una rottura di tipo fragile.

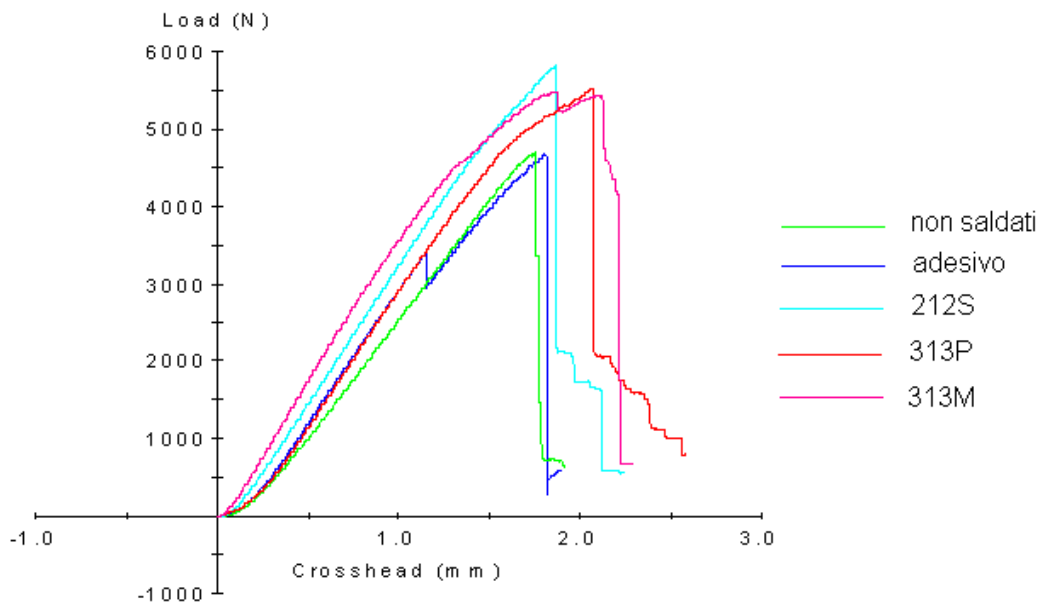


Grafico 22 Curve sforzo deformazione per provini 1) non saldati, 2) adesivo, 3) saldati senza alcun inserto, 4) saldati con inserto pre-preg, 5) saldati con mesh metallica come inserto suscettore.

Come visto nei paragrafi precedenti, tramite l'analisi statistica di Taguchi sono stati estrapolati i valori di ILSS per tutte le combinazioni possibili dei tre parametri di processo, anche per quelle non sperimentate. Ciò ha consentito di individuare, per ogni tipologia di interfaccia, le condizioni che ottimizzano la qualità della saldatura.

Alle condizioni ottimali i valori di ILSS ottenuti sono pari a :

- 55 MPa con $T=275^{\circ}\text{C}$, $P=100\text{ kPa}$, $t=5\text{min}$, nel caso non si utilizzi nessun inserto all'interfaccia;
- 47 MPa con $T=285^{\circ}\text{C}$, $P=100\text{ kPa}$, $t=8\text{min}$, nel caso si utilizzi del pre-preg CETEX® PPS come inserto all'interfaccia;
- 41 MPa con $T=285^{\circ}\text{C}$, $P=100\text{ kPa}$, $t=5\text{min}$ nel caso si utilizzi una mesh metallica come elemento suscettore.

I valori di ILSS, ottenuti tramite saldatura, sono in ogni caso ben superiori a quelli registrati utilizzando l'adesivo 3M™ Scotch-Weld™ DP 8005 che ha invece registrato una ILSS media di 18 MPa, in linea con i 20 MPa riportati in letteratura [59] [60].

7. CONCLUSIONI

Il presente lavoro ha avuto come obiettivo lo studio dei processi di saldatura di compositi a matrice polimerica termoplastica per uso aerospaziale. In particolare, sulla saldatura per induzione, denominata "induction welding" è stato svolto anche un lavoro di tipo sperimentale, al fine di verificarne le effettive potenzialità.

Le attività sono state interamente sviluppate presso il Laboratorio Polimeri, del Centro Ricerche ENEA di Brindisi, a seguito di una richiesta di supporto tecnico-scientifico, avanzata dal CONSORZIO CETMA, nella esecuzione di alcune attività di ricerca nell'ambito del progetto "C.E.S.PER.T.: Compositi termoplastici E Strutture PER mezzi di Trasporto".

I seguenti aspetti sono stati trattati:

- Studio dei processi di saldatura di compositi a matrice termoplastica, con particolare riguardo verso la tecnologia "induction welding".
- Analisi dei parametri che governano la tecnologia "induction welding" (frequenza, potenza, pressione, tempo di residenza, elementi suscettori).
- Prestazioni dei giunti saldati.

Lo studio dei processi di saldatura di compositi a matrice termoplastica ha visto classificare le diverse tecnologie in funzione della modalità con cui il calore di fusione viene apportato (frictional welding, thermal welding, electromagnetic welding). Inoltre, è stata riportata una rassegna dei principi di funzionamento e dei parametri caratteristici di queste tecnologie.

Una seconda fase ha riguardato lo studio del principio di funzionamento della saldatura ad induzione (induction welding) e dei meccanismi che intervengono quando essa viene applicata ai compositi a matrice termoplastica. I parametri che influenzano il riscaldamento per induzione, quali frequenza, potenza, pressione e tempo di residenza, sono stati analizzati.

Lo studio in letteratura ha consentito di supportare l'allestimento della successiva fase sperimentale che ha riguardato l'analisi dei parametri che governano la tecnologia "induction welding".

Il materiale su sono state eseguite le prove di saldatura è un composito termoplastico in polifenilensolfuro semicristallino (PPS), rinforzato con tessuto in fibre di carbonio ad alta resistenza (T300 3k 5HS), denominato CETEX® PPS e prodotto dalla Bryte Technologies Inc. In prima istanza, per valutare la degradazione del CETEX® PPS in funzione del tempo e della temperatura impostate nelle prove di saldatura, il materiale è stato sottoposto ad analisi termogravimetrica (TGA), svolta in aria statica, acquisita simultaneamente alla misura della differenza di temperatura (DTA).

Sia per il laminato che per il pre-preg, la curva TGA è risultata stabile fino a 400°C.

Sulla curva DTA, nel caso del pre-preg, si è avuto un primo picco esotermico a 121°C, associabile probabilmente a fenomeni di cristallizzazione e perfezionamento dei grani cristallini e un secondo picco endotermico a 279°C, caratteristico del fenomeno di fusione.

Nel laminato la curva DTA ha rilevato solo il picco di fusione a 275°C. L'assenza del picco esotermico è probabilmente giustificata dal fatto che il materiale in fase di laminazione ha subito un raffreddamento quenching dallo stato fuso.

Successivamente, per valutare l'influenza della temperatura di processo e del tempo di residenza (ossia del tempo in cui i provini permangono alla temperatura di processo) sulla temperatura di fusione del PPS, i campioni di CETEX® PPS sono stati riscaldati alle temperature di 260°C e 285°C in presenza di aria e mantenuti a queste temperature per differenti tempi di esposizione (1-8 minuti), prima di essere raffreddati lentamente fino alla temperatura ambiente. Così condizionati, i provini sono stati analizzati eseguendo una singola scansione in temperatura fino a 300°C ad una velocità di 10°C/min.

Le curve DTA acquisite durante quest'ultima scansione non hanno evidenziato variazioni nella temperatura di fusione (T_m).

Per l'esecuzione delle prove di saldatura è stato utilizzato un generatore ad induzione ad alta frequenza, con una potenza massima in uscita di 6kW e una frequenza di lavoro di 81,5 KHz, associato ad una bobina per riscaldamento affacciato, del tipo piano da 180x241mm.

La temperatura di processo è stata tenuta sotto controllo per mezzo di una camera ad infrarossi.

Al fine di verificare le potenzialità della strumentazione a disposizione e semplificare le successive prove di saldatura, si è determinata sperimentalmente l'influenza di alcuni parametri quali la potenza di riscaldamento, la distanza tra induttore e pezzo, nonché la geometria dei componenti da saldare, sul comportamento termico del materiale CETEX PPS.

Dall'analisi dei risultati ottenuti si evince come, su provini delle dimensioni 50x48mm, utilizzando una distanza tra pezzo e induttore pari a 8 mm e con una regolazione della potenza a 1,8 kW (62% della potenza disponibile), si possono raggiungere le temperature utili per la saldatura in tempi accettabili (47 sec.). A questa distanza si può agevolmente controllare il

riscaldamento dei componenti da saldare potendo variare, in un ampio range, la potenza in uscita dal generatore.

Dall'analisi DTA è risultato che la temperatura di fusione del PPS è di 275 °C. Pertanto, nelle prove di saldatura effettuate, la temperatura è stata fatta variare nell'intorno di questo valore. Il tempo di residenza è stato fatto variare su grandezze dell'ordine del minuto, in modo da avere tempistiche accettabili ai fini di un eventuale processo industriale. Lo stesso dicasi per i valori di pressione, fatti variare intorno ai 130 kPa.

Inoltre, si è previsto di considerare tre tipologie di interfaccia: la prima in cui non è presente alcun inserto, la seconda in cui è inserito un foglio di pre-preg di CETEX® PPS, nella terza si è utilizzato una mesh metallica.

Scopo dell'attività sperimentale è stato quello di determinare come temperatura di processo impostata, pressione di compattazione, tempo di residenza, nonché tipologia di interfaccia di saldatura, influenzano la qualità della giunzione.

Messo a punto il sistema e decisi i parametri di processo da correlare poi alla qualità della saldatura, si è pianificata la campagna sperimentale. Allo scopo, si è implementata una procedura di "Design of Experiments" in modo da ridurre l'impatto della sperimentazione, in termini di tempi e costi, mantenendone comunque buoni i livelli di efficacia e significatività.

Ognuno dei tre parametri di processo è stato fatto variare su tre livelli nell'intorno dei valori prefissati ed il numero delle combinazioni di prova è stato ristretto ad un terzo delle possibili, utilizzando una matrice ortogonale ridotta del tipo $L_9(3^3)$. Tutto ciò è stato fatto per ciascuna tipologia di interfaccia. Ognuna delle condizioni di prova è stata ripetuta due volte.

Lo studio dell'applicabilità del processo di saldatura per induzione su CFRP a matrice termoplastica per applicazioni avanzate, ha richiesto un attento esame delle prestazioni dei giunti saldati. Pertanto, in tandem alle attività sperimentali di saldatura, sui provini saldati è stata svolta un'indagine agli ultrasuoni e una caratterizzazione meccanica.

Con la caratterizzazione agli ultrasuoni si sono definiti dei criteri metodologici per il controllo della qualità della saldatura. I campioni saldati sono stati analizzati tramite sistema C-Scan ad ultrasuoni, interfacciato con un software home-made. L'analisi ha permesso di ottenere la mappatura di ogni provino al fine di effettuare una valutazione analitica della qualità delle saldature e della relativa meccanica di accoppiamento composito/composito. Inoltre, per questo tipo di saldature è stato realizzato un apposito database dei possibili difetti in funzione dei diversi parametri di processo.

La caratterizzazione meccanica è stata effettuata misurando la resistenza a taglio interlaminare apparente (ILSS), tramite il test descritto nella norma UNI EN ISO 14130 "Determinazione della resistenza a taglio interlaminare apparente per prova a flessione su appoggi ravvicinati". La misura dei valori assunti da ILSS, alle varie condizioni, ha permesso lo studio delle relazioni esistenti tra parametri di processo e qualità della saldatura.

Inoltre, tramite l'analisi statistica di Taguchi, sono stati estrapolati i valori di ILSS per tutte le combinazioni possibili dei tre parametri di processo, anche per quelle non sperimentate. Ciò ha consentito di individuare, per ogni tipologia di interfaccia, le condizioni che ottimizzano la qualità della saldatura.

Alle condizioni ottimali, i valori di ILSS ottenuti sono pari a :

- 55 MPa con $T=275^{\circ}\text{C}$, $P=100\text{ kPa}$, $t=5\text{min}$, nel caso non si utilizzi nessun inserto all'interfaccia;
- 47 MPa con $T=285^{\circ}\text{C}$, $P=100\text{ kPa}$, $t=8\text{min}$, nel caso si utilizzi del pre-preg CETEX® PPS come inserto all'interfaccia;
- 41 MPa con $T=285^{\circ}\text{C}$, $P=100\text{ kPa}$, $t=5\text{min}$ nel caso si utilizzi una mesh metallica come elemento suscettore all'interfaccia.

In ogni caso i valori di ILSS, ottenuti tramite saldatura, sono ben superiori a quelli registrati testando dei provini incollati con l'adesivo strutturale acrilico, specifico per materie plastiche, denominato 3M™ Scotch-Weld™ DP 8005 che ha invece registrato una ILSS media di 18 MPa, in linea con i 20MPa riportati in letteratura, per giunzioni realizzate tramite incollaggio. Questo confronto lascia facilmente comprendere le potenzialità della tecnologia "induction welding", sia in termini di resistenza meccanica che in termini di processabilità. Rispetto alle giunzioni meccaniche questa tecnica ha il pregio, tipico delle giunzioni continue, di non introdurre punti di concentrazione degli stress meccanici, di annullare l'infiltrazione di liquidi attraverso le giunzioni, di non dover forare i laminati, ecc. Inoltre, si presta ad essere automatizzata, con una conseguente notevole riduzione del lavoro manuale, per via dell'assenza di contatto tra dispositivo scaldante e componenti da saldare e poiché non vi sono particolari necessità nella preparazione delle superfici (problematica tipica delle tecniche di incollaggio).

8. RINGRAZIAMENTI

Ringrazio il dott. Leander Tapfer, responsabile dell'Unità Tecnica Tecnologie dei Materiali Brindisi (UTTMATB), per la fiducia accordatami nell'assegnarmi un'attività di ricerca così fortemente sperimentale quanto interessante.

Un doveroso ringraziamento va alla dott.ssa Antonella Rizzo per l'attenta supervisione nonché per la disponibilità ad ascoltarmi e consigliarmi.

A Filiberto Valentino per la puntuale e preziosa collaborazione sulle attività di caratterizzazione meccanica.

Alla dott.ssa Monica Schioppa per il contributo sulle attività sperimentali di caratterizzazione termica.

Al dott. Giovanni Elmo e alla dott.ssa Vincenza Luprano per il supporto datomi nelle attività di indagine agli ultrasuoni.

Ad Angelo Tatì per il supporto datomi nell'utilizzo della strumentazione termografica.

A Giovanni Casciaro per tutti gli aspetti inerenti i lavori di officina e a Martino Palmisano per la collaborazione e l'infinita pazienza.

9. BIBLIOGRAFIA

- [1] Chang IY, Lees JK. Recent developments in thermoplastic composites: a review of matrix systems and processing methods. *J Thermoplast Comp Mater* 1988:277–96.
- [2] Don R.C., Bastien L., Jakobsen T.B. and Gillespie Jr. J.W. “Fusion bonding of thermoplastic composites by resistance heating”. *SAMPE Journal*, Jan-Feb., pp 59-66, 1990.
- [3] Rudnev V, Loveless D, Cook R, Black M. *Handbook of induction heating*. New York, USA: Marcel Dekker; 2003.
- [4] Tietenberg TH. *Environmental economics and policy*. 2nd ed. Addison-Wesley Educational Pub. Inc., 1998.
- [5] Eveno E.C. and Gillespie Jr. J.W. “Resistance welding of graphite polyetheretherketone composites: an experimental investigation”. *Journal of Thermoplastic Composite Materials*, No.1, pp 322- 38, 1988.
- [6] Van Wijngaarden MJ. “Welding technologies for a generic fiber reinforced thermoplastic assembly”, Kok & Van Engelen Composite structures.
- [7] Yousefpour A, Hojjati M, Immarigeon JP, Fusion bonding/welding of thermoplastic composites. *Journal of Thermoplastic Composite Materials* 17 (4): 303-341 (2004).
- [8] Maguire DM. Joining thermoplastic composites. *SAMPE J* 1989;25(1):11±4.
- [9] Benatar, A. and Gutowski, T. G. (1989), Ultrasonic welding of PEEK graphite APC-2 composites. *Polymer Engineering & Science*, 29: 1705–1721.
- [10] B. Harras, K. C. Cole, T. Vu-Khanh, Optimization of the Ultrasonic Welding of PEEK-Carbon Composites *Journal of Reinforced Plastics and Composites* February 1996 15: 174-182.
- [11] Villegas, I. F. and Bersee, H. E. N. (2010), Ultrasonic welding of advanced thermoplastic composites: An investigation on energy-directing surfaces. *Advances in Polymer Technology*, 29: 112–121.
- [12] Liu, S.-J., Chang, I.-T. and Hung, S.-W. (2001), Factors affecting the joint strength of ultrasonically welded polypropylene composites. *Polymer Composites*, 22: 132–141.
- [13] Taylor, N. S.; Jones, S. B.; Weld, I. M. *Constr Build Mater* 1898, 3(4), 213–219.
- [14] Silverman, E. M.; Griese, R. A. *SAMPE J* 1989, 25(5), 34–38.
- [15] Katsiropoulos, Ch. V.;Moraitis, G. A.;Labeas, G. N.;Pantelakis, Sp. G. *Plastics, Rubber and Composites*, Volume 38, Numbers 2-4, May 2009 , pp. 153-161(9).

- [16] De Baere I, Van Paepegem W. and Degrieck J. Feasibility study of fusion bonding for carbon fabric reinforced polyphenylene sulphide by hot-tool welding. SUBMITTED to Polymer Composites.
- [17] Benatar A, Gutowski TG. Methods for fusion bonding thermoplastic composites. SAMPE Q 1986;18(1):35±42.
- [18] A. Benatar and T.G Gutowski, 33rd International SAMPE Symposium 1988, pp 1787-1797.
- [19] Siores E, Rego DD. Joining materials with microwave energy. Aust Weld J (Second Quarter) 1994;39:18±21.
- [20] Lee WI, Springer GS. Interaction of electromagnetic radiation with organic matrix composites. J Compos Mater 1984;18:357±86.
- [21] X.R. Xiao, S.V. Hoa, K.N. Street, Journal of Composite Materials, Vol 26, No. 7, 1992, pp 1031-1049.
- [22] M.W Heimerdinger, 79th Meeting of the AGARD Structures and Materials Panel on "Composite Repair of Military Aircraft Structures", Seville, Spain, 3-5 October 1994. AGARD-CP-550, 15-1 to 15-12.
- [23] Border J, Salas R. Induction heated joining of thermoplastic composites without metal susceptors. In: 34th International SAMPE Symposium, 1989. p. 2569–78.
- [24] Chookazian SM. Electromagnetic welding: an advance in thermoplastics assembly. Mater Des 1987;8:41–5.
- [25] Chookazian SM. Electromagnetic welding of thermoplastics and specific design criteria with emphasis on polypropylene. In: ANTEC94, 1994. p. 1352–5.
- [26] Haimbaugh RE. Practical induction heat treating. ASM International;2001.
- [27] Zinn S, Semiatin SL. Coil design and fabrication: basic design and modifications. Heat Treat 1998:32–6.
- [28] Lin W, Buneman O, Miller AK. Induction heating model for graphite fibre/thermoplastic matrix composites. Sampe J 1991;27.
- [29] Miller AK, Chang C, Payne A, Gur M, Menzel E, Peled A. The nature of induction heating in graphite–fiber, polymer–matrix composite materials. Sampe J 1990;26:37–54.
- [30] Rudolf R, Mitschang P, Neitzel M. Induction heating of continuous carbon-fibre-reinforced thermoplastics. Comp Part A: Appl Sci Manufact 2000;31:1191–202.

- [31] Zinn S, Semiatin SL. Elements of induction heating: design, control and applications. ASM International; 1988.
- [32] Stokes VK. Experiments on the induction welding of thermoplastics. In: ANTEC 2001, 2001. p. 1256–61.
- [33] F. W. Curtis, High Frequency Induction Heating, McGraw-Hill, New York, 1950.
- [34] Mitschang P, Rudolf R, Neitzel M. Continuous induction welding process, modelling and realisation. *J Thermoplast Comp Mater* 2002;15:127–53.
- [35] Lin W, Miller AK, Buneman O. Predictive capabilities of an induction heating model for complex-shape graphite fiber/polymer matrix composites. In: 24th International SAMPE Technical Conference, 1992. p. T606–20.,
- [36] Salvaged susceptor for thermoplastic welding by induction heating, April 1996. Patent no: US5508496.]
- [37] Rudnev V, Loveless D, Cook R, Black M. Handbook of induction heating. New York, USA: Marcel Dekker; 2003.]
- [38] Rudolf R, Mitschang P, Neitzel M. Welding of high-performance thermoplastic composites. *Polym Polym Comp* 1999;7:309–15.].
- [39] Ageorges C, Ye L. Resistance welding of thermosetting composite/ thermoplastic composite joints. *Comp Part A: Appl Sci Manufact* 2001;32:1603–12
- [40] Zach T, Lew J, North TH, Woodhams RT. Joining of high strength oriented polypropylene using electromagnetic induction bonding and ultrasonic welding. *Mater Sci Technol* 1989;5:281–7.
- [41] Suwanwatana W, Yarlalagadda S, Gillespie Jr JW. Induction bonding of composite materials using nickel/polysulphone films. In: 34th International SAMPE Technical Conference, 2002. p. 1026–39.
- [42] Chapman, T.J.; Gillespie, J.W.; Pipes, R. B.; Manson, J.-A E.; Seferis, J.C.; *J. Comp. Mat.*, 24, 616,(1990).
- [43] Niarn, J. A.; Zoller, P.; *J. Mat. Sci.*, 20, 335, (1985).
- [44] Kim YH, Wool RP. A theory of healing at a polymer±polymer interface. *Macromolecules* 1983;16:1115±20.
- [45] Wool RP, O'Connor KM. A theory of crack healing in polymers. *J Appl Phys* 1981;52:5953±63.

- [46] Christine A. Butler, Roy L. McCullough, Ranga Pitchumani, and John W. Gillespie, Jr. An Analysis of Mechanisms Governing Fusion Bonding of Thermoplastic Composites Journal of Thermoplastic Composite Materials July 1998 11: 338-363.
- [47] Lee, W.I.; Springer, G.S; J.Comp. Mat., 21, 1017, (1987).
- [48] Mantell, S.c.; Springer, G.S.; J. Comp.Mat., 26(16), 2348, (1992).
- [49] Benson, V.; Player, J.; Roylance, M.E.; "Ultrasonic Tape Lamination using Automated Fiber Placement", Proceedings of the 46th SAMPE Symposium Conference Proceedings, (2001).
- [50] Prager, S.; Tirrell, M.; J. Chem. Phy., 75(10), 5194, (1981).
- [51] Jud, K.; Kausch, H.H.; Williams, J.G.; J. Materials Science, 16, 204, (1981).
- [52] Howes, T.C.; Loos, A.C.; Hinkley, J.A.; "The Effect of Processing on Autohesive Strength Development in Thermoplastic Resins and Composites", Advances in Thermoplastic Matrix composite Material, 33-49,, (1989).
- [53] Newaz, G.M.; "Matrix Composite Materials", American Society for Testing and Materials, 33, (1989).
- [54] Bastien LJ, Gillespie Jr. JW. A non-isothermal healing model for strength and toughness of fusion bonded joints of amorphous thermoplastics. Polym Engng Sci 1991;31:1721±30.
- [55] Richard, P.; "Consolidation and solidification behavior of thermoplastic composites", Thèse EPFL, no1474, (1996).
- [56] Vodicka, R.; "Thermoplastics for Airframe Applications A Review of the Properties and Repair - Methods for Thermoplastic Composites"; Airframes and Engines Division Aeronautical and Maritime Research Laboratory, DSTO-TR-0424, (1997).
- [57] http://www.eirecomposites.com/Thermoplastic_Composites_Explained.asp.
- [58] J.M. Kenny and A. Maffezzoli, Compos. Polym., 4 (1991) 12.
- [59] De Baere I., Van Paepegem W. and Degrieck J. Fusion bonding of carbon fabric reinforced polyphenylene sulphide EPJ Web of Conferences 6, 08005 (2010).
- [60] De Baere I. Experimental and Numerical Study of Different Setups for Conducting and Monitoring Fatigue Experiments of Fibre-Reinforced Thermoplastics. doctoral-thesis, Ghent University, ISBN 987-90-8578-196-7, February 2008.

10. APPENDICE A – CARATTERISTICHE CETEX® PPS



Member of Royal Ten Cate

EXACTING MATERIALS FOR THE COMPOSITE INDUSTRY

CETEX® PPS

PRODUCT TYPE

Polyphenylene Sulfide
Thermoplastic
Resin System

SERVICE TEMPERATURE

212°F (100°C) Continuous

TYPICAL APPLICATIONS

- Primary Aircraft Structures
- Secondary Aircraft Structures
- Engine Nacelles
- Radomes

PRODUCT DESCRIPTION

CETEX® PPS is a semicrystalline polyphenylene sulfide thermoplastic composite offering outstanding toughness and excellent chemical and solvent resistance. The material is inherently flame resistant with low smoke emission. It exceeds 35/35 OSU and is qualified at Airbus and Boeing for multiple structural applications. This material is typically supplied in 12ft by 4ft (3,660mm by 1,220mm) preconsolidated laminates using the customer's designated ply count and orientation. In addition, lightning strike material can be incorporated and the laminates can be textured. By utilizing preconsolidated sheets and avoiding hand lamination, the customer can significantly reduce the cycle time required to produce a finished part. In addition, thermoplastics have the unique capability of allowing parts to be welded, folded, etc., to facilitate lower part count structures.

TYPICAL PROPERTIES OF NEAT RESIN

Specific gravity	1.35 g/cc
Tg	194°F (90°C)
Melt temp	536°F (280°C)
Dielectric constant	3.20 at 1MHz
Loss tangent	0.0013 at 1MHz
Moisture absorption	0.02%
Flammability	V-0
Tensile strength	13.1ksi (90.3MPa)
Tensile modulus	0.551Msi (3,800MPa)
Elongation at yield	3%
Poisson's ratio	0.36
Compression strength	21.5ksi (148MPa)
Compression modulus	0.43Msi (2,965MPa)
Flexural strength	18.1ksi (125MPa)
Flexural modulus	0.54Msi (3,725MPa)
Izod unnotched	94.6ft-lb/in ² (199kJ/m ²)
Izod notched	7.4ft-lb/in ² (15.6kJ/m ²)
CTE	29ppm/°F (52.2ppm/°C)
Thermal conductivity	0.19 W/m-°K
Outgassing TML	0.04%
Outgassing CVCM	0.00%
WVR	0.00%
Fluid resistance	Excellent

All data given is based on representative samples of the materials in question. Since the method and circumstances under which these materials are processed and tested are key to their performance, and Bryte Technologies Inc. has no assurance of how its customers will use the material, the corporation cannot guarantee these properties.

Rev. 04/05

18410 Butterfield Blvd. ■ Morgan Hill, CA 95037 ■ (408) 776-0700 ■ Fax (408) 776-0107 ■ E-mail: bryte@brytetechn.com



EXACTING MATERIALS FOR THE COMPOSITE INDUSTRY

CETEX® PPS

Physical/Thermal (nominal values)	T300 3K 6HS/PPS with double sided Amcor foil				7781/PPS			
Mechanical properties 80°C Dry								
Tensile strength warp	105.9	ksi	730	MPa	40.5	ksi	280	MPa
Tensile strength weft	93.6	ksi	646	MPa	40.7	ksi	281	MPa
Tensile modulus warp	8.2	Msi	57	GPa	2.9	Msi	20	GPa
Tensile modulus weft	7.6	Msi	53	GPa	2.7	Msi	19	GPa
Compression strength warp	80.9	ksi	558	MPa	43.0	ksi	297	MPa
Compression strength weft	76.3	ksi	526	MPa	29.4	ksi	203	MPa
Compression modulus warp	7.5	Msi	51	GPa	3.2	Msi	22	GPa
Compression modulus weft	7.4	Msi	51	GPa	2.9	Msi	20	GPa
Flexural strength warp	138.4	ksi	955	MPa				
Flexural strength weft	115.1	ksi	794	MPa				
Flexural modulus warp	8.4	Msi	58	GPa				
Flexural modulus weft	8.5	Msi	45	GPa				
In plane shear strength	15.7	ksi	108	MPa	8.6	ksi	60	MPa
In plane shear modulus	384.4	ksi	2651	MPa	247.3	ksi	1705	MPa
Mechanical properties 176°F (80°C) conditioned at 158°F (70°C) and 85%RH								
Tensile strength warp	109.6	ksi	756	MPa	41.9	ksi	289	MPa
Tensile strength weft	101.2	ksi	698	MPa	41.8	ksi	289	MPa
Tensile modulus warp	8.2	Msi	56	GPa	3.0	Msi	21	GPa
Tensile modulus weft	7.6	Msi	53	GPa	2.8	Msi	19	GPa
Compression strength warp	83.8	ksi	578	MPa	33.4	ksi	230	MPa
Compression strength weft	77.5	ksi	535	MPa	22.6	ksi	156	MPa
Compression modulus warp	7.5	Msi	52	GPa	3.1	Msi	22	GPa
Compression modulus weft	7.4	Msi	51	GPa	2.9	Msi	20	GPa
Flexural strength warp	141.7	ksi	977	MPa				
Flexural strength weft	107.2	ksi	739	MPa				
Flexural modulus warp	8.7	Msi	60	GPa				
Flexural modulus weft	6.4	Msi	44	GPa				
In plane shear strength	15.1	ksi	104	MPa	9.8	ksi	68	MPa
In plane shear modulus	434.7	ksi	2988	MPa	208.4	ksi	1437	MPa
Open hole tensile strength	39.1	ksi	270	MPa	19.6	ksi	135	MPa
Open hole compressive strength	33.7	ksi	232	MPa	16.0	ksi	110	MPa
Compression after impact	31.6	ksi	218	MPa	0.0	ksi		MPa
Bearing strength yield	59.9	ksi	413	MPa	26.7	ksi	184	MPa
Bearing strength ultimate	121.6	ksi	839	MPa	55.6	ksi	384	MPa
Mechanical properties 212°F (100°C) conditioned at 158°F (70°C) and 85%RH								
Tensile strength warp					35.7	ksi	246	MPa
Tensile strength weft					39.6	ksi	273	MPa
Tensile modulus warp					2.8	Msi	20	GPa
Tensile modulus weft					2.6	Msi	18	GPa
Compression strength warp					24.4	ksi	169	MPa
Compression strength weft					16.9	ksi	117	MPa
Compression modulus warp					2.9	Msi	20	GPa
Compression modulus weft					2.5	Msi	18	GPa
In plane shear strength					9.1	ksi	63	MPa
In plane shear modulus					109.0	ksi	752	MPa

Average results according to Mil-R-17; test methods vary

FLAMMABILITY PROPERTIES

	OSU		Flammability			SMOKE (4 min)		TOXICITY						
	Heat Release	Release Rate	Burn Length	After Flame	Drip Flame	Non-flaming	Flaming	HCN	CO	NOx	SO2	HF	HCl	HBr
5 plies of 7781/PPS	14	21	1.9mm	0sec	N/D									
4 plies of 3K PW/PPS							9.03	9		1	17	1	1	

Flammability & Heat Release - FAR 25.853
Smoke Density & Toxicity - ATS 1000.001

All data given is based on representative samples of the materials in question. Since the method and circumstances under which these materials are processed and tested are key to their performance, and Bryte Technologies Inc. has no assurance of how its customers will use the material, the corporation cannot guarantee these properties. Rev 4/05

18410 Butterfield Blvd. ■ Morgan Hill, CA 95037 ■ (408) 776-0700 ■ Fax (408) 776-0107 ■ E-mail: bryte@brytotech.com



EXACTING MATERIALS FOR THE COMPOSITE INDUSTRY

CETEX® PPS

Physical/Thermal (nominal values)	T300 3K 5HS/PPS with double sided Amcor foil				7781/PPS			
Mass of fabric	8.26	oz/yd ²	280	g/m ²	8.85	oz/yd ²	300	g/m ²
Mass of fabric + resin	14.33	oz/yd ²	486	g/m ²	14.01	oz/yd ²	475	g/m ²
Resin content by volume	50	%	50	%	47.5	%	47.5	%
Resin content by weight	43	%	43	%	37	%	37	%
Moisture pick up	0.1	%	0.1	%	0.1	%	0.1	%
Ply thickness	0.0122	in	0.31	mm	0.0098	in	0.25	mm
Specific gravity	96.7	lb/ft ³	1.55	g/cm ³	119.8	lb/ft ³	1.92	g/cm ³
Tg (DSC) (amorphous)	194	°F	90	°C	194	°F	90	°C
Tg (DSC) (crystalline)	248	°F	120	°C	248	°F	120	°C
Tm	536	°F	280	°C	536	°F	280	°C

Mechanical properties -67°F (-55°C) Dry

Tensile strength warp	114.5	ksi	790	MPa	65.6	ksi	453	MPa
Tensile strength weft	108.7	ksi	750	MPa	64.8	ksi	447	MPa
Tensile modulus warp	7.7	Msi	53	GPa	3.2	Msi	22	GPa
Tensile modulus weft	7.6	Msi	53	GPa	3.0	Msi	20	GPa
Compression strength warp	98.0	ksi	676	MPa	82.1	ksi	566	MPa
Compression strength weft	101.3	ksi	699	MPa	55.7	ksi	384	MPa
Compression modulus warp	7.2	Msi	49	GPa	3.8	Msi	27	GPa
Compression modulus weft	7.2	Msi	50	GPa	3.6	Msi	25	GPa
Flexural strength warp	151.3	ksi	1043	MPa				
Flexural strength weft	120.9	ksi	834	MPa				
Flexural modulus warp	8.6	Msi	59	GPa				
Flexural modulus weft	6.3	Msi	43	GPa				
In plane shear strength	19.0	ksi	131	MPa	15.8	ksi	109	MPa
In plane shear modulus	642.1	ksi	4428	MPa	711.5	ksi	4907	MPa
Open hole tensile strength	41.4	ksi	286	MPa				
Open hole compressive strength	39.5	ksi	273	MPa				
Compression after impact	32.3	ksi	223	MPa				
Bearing strength yield	71.2	ksi	491	MPa				
Bearing strength ultimate	121.5	ksi	838	MPa				

Mechanical properties 73°F (23°C)/50%RH

Tensile strength warp	109.8	ksi	758	MPa	49.3	ksi	340	MPa
Tensile strength weft	109.4	ksi	755	MPa	48.3	ksi	333	MPa
Tensile modulus warp	8.1	Msi	56	GPa	3.1	Msi	22	GPa
Tensile modulus weft	7.8	Msi	54	GPa	2.9	Msi	20	GPa
Compression strength warp	93.3	ksi	644	MPa	61.6	ksi	425	MPa
Compression strength weft	92.4	ksi	637	MPa	42.8	ksi	295	MPa
Compression modulus warp	7.5	Msi	51	GPa	3.7	Msi	26	GPa
Compression modulus weft	7.5	Msi	51	GPa	3.5	Msi	24	GPa
Flexural strength warp	148.9	ksi	1027	MPa	74.2	ksi	511	MPa
Flexural strength weft	120.5	ksi	831	MPa	56.6	ksi	390	MPa
Flexural modulus warp	8.7	Msi	60	GPa	3.3	Msi	23	GPa
Flexural modulus weft	6.5	Msi	45	GPa	2.9	Msi	20	GPa
In plane shear strength	17.2	ksi	119	MPa	11.6	ksi	80	MPa
In plane shear modulus	585.8	ksi	4040	MPa	538.5	ksi	3714	MPa
Open hole tensile strength	40.4	ksi	278	MPa	23.0	ksi	158	MPa
Open hole compressive strength	37.1	ksi	256	MPa	26.5	ksi	183	MPa
Compression after impact	31.2	ksi	215	MPa	24.8	ksi	171	MPa
Bearing strength yield	65.8	ksi	454	MPa	48.1	ksi	318	MPa
Bearing strength ultimate	122.4	ksi	844	MPa	74.8	ksi	516	MPa

All data given is based on representative samples of the materials in question. Since the method and circumstances under which these materials are processed and tested are key to their performance, and Bryte Technologies Inc. has no assurance of how its customers will use the material, the corporation cannot guarantee these properties.

Rev 4/05

18410 Butterfield Blvd. ■ Morgan Hill, CA 95037 ■ (408) 776-0700 ■ Fax (408) 776-0107 ■ E-mail: bryte@brytotech.com

11. APPENDICE B – REPORT ANALISI DOE

10/06 15:27:15

Taguchi Analysis: Sa a; Sa b; Sa c; ... versus T [°C]; P [kPa]; tempo [min]

Response Table for Means

Level	T [°C]	P [kPa]	tempo [min]
1	47,02	52,03	49,44
2	52,45	47,02	51,42
3	51,18	51,61	49,80
Delta	5,43	5,01	1,98
Rank	1	2	3

Response Table for Standard Deviations

Level	T [°C]	P [kPa]	tempo [min]
1	2,659	3,881	4,018
2	5,007	5,085	4,076
3	5,468	4,168	5,040
Delta	2,809	1,204	1,021
Rank	1	2	3

Predicted values

Mean	StDev	Factor levels for predictions		
		T [°C]	P [kPa]	tempo [min]
48,0529	1,80219	1	1	1
50,0330	1,85987	1	1	2
48,4120	2,82357	1	1	3
43,0462	3,00649	1	2	1
45,0262	3,06417	1	2	2
43,4053	4,02787	1	2	3
47,6345	2,08950	1	3	1
49,6145	2,14717	1	3	2
47,9936	3,11087	1	3	3
53,4801	4,15034	2	1	1
55,4601	4,20801	2	1	2
53,8392	5,17171	2	1	3
48,4733	5,35463	2	2	1
50,4534	5,41231	2	2	2
48,8324	6,37601	2	2	3
53,0616	4,43764	2	3	1
55,0416	4,49531	2	3	2
53,4207	5,45902	2	3	3
52,2125	4,61134	3	1	1
54,1926	4,66901	3	1	2
52,5717	5,63271	3	1	3
47,2058	5,81564	3	2	1
49,1858	5,87331	3	2	2
47,5649	6,83701	3	2	3
51,7941	4,89864	3	3	1
53,7741	4,95632	3	3	2
52,1532	5,92002	3	3	3

10/06 15:40:25

Taguchi Analysis: Pa a; Pa b; Pa c; ... versus T [°C]; P [kPa]; tempo [min]

Response Table for Means

Level	T [°C]	P [kPa]	tempo [min]
1	38,31	41,86	39,93
2	40,69	40,26	41,14
3	43,80	40,69	41,75
Delta	5,49	1,60	1,82
Rank	1	3	2

Response Table for Standard Deviations

Level	T [°C]	P [kPa]	tempo [min]
1	1,245	2,234	1,566
2	1,698	2,016	2,869
3	3,625	2,318	2,133
Delta	2,380	0,301	1,304
Rank	1	3	2

Predicted values

Mean	StDev	Factor levels for predictions		
		T [°C]	P [kPa]	tempo [min]
38,2279	0,66666	1	1	1
39,4374	1,97030	1	1	2
40,0479	1,23365	1	1	3
36,6250	0,44874	1	2	1
37,8345	1,75238	1	2	2
38,4449	1,01573	1	2	3
37,0553	0,75016	1	3	1
38,2648	2,05380	1	3	2
38,8753	1,31714	1	3	3
40,6076	1,11897	2	1	1
41,8171	2,42261	2	1	2
42,4275	1,68595	2	1	3
39,0046	0,90105	2	2	1
40,2141	2,20469	2	2	2
40,8246	1,46803	2	2	3
39,4350	1,20246	2	3	1
40,6445	2,50610	2	3	2
41,2549	1,76944	2	3	3
43,7177	3,04618	3	1	1
44,9273	4,34982	3	1	2
45,5377	3,61316	3	1	3
42,1148	2,82826	3	2	1
43,3243	4,13190	3	2	2
43,9347	3,39524	3	2	3
42,5451	3,12967	3	3	1
43,7547	4,43331	3	3	2
44,3651	3,69665	3	3	3

10/06 15:59:19

Taguchi Analysis: Ma a; Ma b; Ma c; ... versus T [°C]; P [kPa]; tempo [min]

Response Table for Means

Level	T [°C]	P [kPa]	tempo [min]
1	37,19	39,63	36,27
2	36,88	35,68	38,28
3	38,70	38,27	37,91
Delta	1,82	3,95	2,02
Rank	3	1	2

Response Table for Standard Deviations

Level	T [°C]	P [kPa]	tempo [min]
1	4,278	6,495	4,134
2	4,683	2,845	4,162
3	4,552	4,911	5,168
Delta	0,405	3,650	1,033
Rank	3	1	2

Predicted values

Mean	StDev	Factor levels for predictions		
		T [°C]	P [kPa]	tempo [min]
38,1435	8,46153	1	1	1
39,5334	7,04712	1	1	2
39,1634	8,05249	1	1	3
34,6906	4,15645	1	2	1
36,0805	2,74204	1	2	2
35,7105	3,74741	1	2	3
37,2839	6,22205	1	3	1
38,6738	4,80764	1	3	2
38,3038	5,81301	1	3	3
37,5131	7,47201	2	1	1
38,9029	6,05761	2	1	2
38,5329	7,06297	2	1	3
34,0602	3,16693	2	2	1
35,4500	1,75253	2	2	2
35,0800	2,75789	2	2	3
36,6535	5,23253	2	3	1
38,0433	3,81813	2	3	2
37,6733	4,82349	2	3	3
39,3306	7,34150	3	1	1
40,7204	5,92710	3	1	2
40,3505	6,93246	3	1	3
35,8777	3,03642	3	2	1
37,2675	1,62202	3	2	2
36,8976	2,62738	3	2	3
38,4710	5,10202	3	3	1
39,8608	3,68762	3	3	2
39,4909	4,69298	3	3	3

Edito dall' **ENEA**
Servizio Comunicazione

Lungotevere Thaon di Revel, 76 - 00196 Roma

www.enea.it

Stampa: Tecnografico ENEA - CR Frascati
Pervenuto il 21.5.2015

Finito di stampare nel mese di maggio 2015