

UNIVERSITÀ DEGLI STUDI DI NAPOLI “FEDERICO II”



Facoltà di Ingegneria

SCUOLA DI DOTTORATO IN INGEGNERIA INDUSTRIALE

Dottorato in Tecnologie e Sistemi di Produzione
Coordinatore: Prof. Giuseppe Giorleo
XXIV Ciclo

Tesi di Dottorato

**Sviluppo del Processo *Friction Stir Welding*
per Leghe Innovative Alluminio-Litio**

Tutor:
Ch.mo Prof. Giuseppe Giorleo

Candidato:
Ing. Maria Grazia Villano

CoTutor:
Ing. Michelangelo Giuliani
Prof. Ing. Antonino Squillace

Anno Accademico 2010/11

A mio fratello Andrea

Un particolare ringraziamento al Ch.mo Prof Giuseppe Giorleo per la dedizione continua in questi tre anni di proficua attività di ricerca.

*All'intero Dipartimento di Ingegneria Industriale e ai CoTutor
Ing Michelangelo Giuliani e Prof Antonino Squillace.*

Un sentito grazie per l'opportunità di crescita culturale e professionale ma soprattutto per l'arricchimento umano ricevuto.

Un pensiero profondo alla mia famiglia, che con la sua presenza costante e riservata ha saputo infondermi in ogni momento fiducia ed incoraggiamento.

Si ringrazia ancora per la collaborazione e l'attenzione la Alenia Aeronautica S.p.A. nelle persone dell'Ing Domenico Manna e dei suoi collaboratori, l'Ing Giuseppe Campanile e suoi collaboratori, l'Ing Angelo Prisco, il Sig Giovanni Abate e suoi collaboratori.

Infine, uno speciale ringraziamento all'azienda O.M.I. Srl di Lacedonia (AV) ed in particolare all'Avv Marta De Pascale, al PhD Ing Pietro Rosi, all'Ing Enrico Famiglietti, all'Ing Francesco Garofalo, al Sig Pasquale Lavanga.

E all'O.M.I.'s Art Director Sig Vincenzo Ricci, i miei ringraziamenti per la collaborazione sincera e completa.

Maria Grazia Villano

INDICE

Capitolo 1 – Introduzione	1
1.1 Premessa	2
1.2 Scopo	14
Capitolo 2 - Studio delle Leghe Alluminio-Litio e Relativa Saldabilità	18
2.1 Introduzione	19
2.2 Caratteristiche delle Leghe Al-Li	20
2.3 Saldabilità delle Leghe AL-Li	29
2.3.1 Saldatura FSW e Metallurgia dei Giunti Testa a Testa in Lega 2198	36
2.3.2 Trattamenti Termici <i>Pre</i> e <i>Post</i> -Saldatura <i>FSW</i> di <i>Butt Joints</i> in Lega 2198	50
2.4 Geometria e Tipologie di Utensile	56
2.5 Conclusioni	63
Capitolo 3 - Sviluppo Processo <i>FSW</i> per <i>Butt Joints</i> in Lega Al-Li 2198	64
3.1 Introduzione	65
3.2 Impianto Tradizionale per Saldatura <i>FSW</i>	65
3.3 Impianto Innovativo per Saldatura <i>FSW</i>	68
3.3.1 Caratteristiche della Testa di Saldatura	70
3.3.2 <i>Software</i> Controllo Parametri	71
3.4 Sviluppo Processo <i>FSW</i>	75
3.4.1 Utensile	75
3.4.2 Sistema di Attrezzaggio	77
3.4.3 Progettazione Piano Sperimentale D.o.E.	78
3.4.4 Provini 2198	80
3.4.5 Risultati Prove di Trazione	81
3.5 ANOVA	84
3.5.1 ANOVA – UTS	87
3.5.2 ANOVA – YS	92
3.5.3 ANOVA – Tmax	98
3.6 Analisi dei Dati Sperimentali	102
3.7 Conclusioni	105
Capitolo 4 - Sviluppo Preliminare Metodologia di Caratterizzazione di Giunti in Lega 2198 T851	106
4.1 Introduzione	107
4.2 Descrizione Provini	107
4.3 Prove Metallografiche	110
4.3.1 Ispezione Visiva	110
4.3.2 Analisi Metallografica	110
4.3.2.1 Esame Macrografico	110
4.3.2.2 Esame Micrografico	120

4.4 Caratterizzazione Meccanica delle Giunzioni	124
4.4.1 Prove di Microdurezza Vickers	124
4.4.1.1 ANOVA – HV <i>Nugget</i>	133
4.4.2 Prove di Piega	136
4.4.3 Prove di Trazione Statica	142
4.4.3.1 Risultati Prove di Trazione	143
4.4.3.2 ANOVA – UTS	146
4.4.3.3 ANOVA – YS	150
4.5 Conclusioni	153
Capitolo 5 - Verifica della Suscettibilità alla Corrosione dei Giunti in Lega 2198 T851	154
5.1 Introduzione	155
5.2 Descrizione Provini	156
5.3 Risultati Prove di <i>Exfoliation Corrosion Susceptibility</i>	157
5.4 Conclusioni	165
Bibliografia	166

Capitolo 1

Introduzione

1.1 Premessa

I velivoli commerciali hanno fatto registrare negli ultimi anni notevoli sviluppi tecnologici, sia per soddisfare la richiesta di riduzione dell'inquinamento e dei costi operativi, sia per essere i più avanzati ed efficienti della propria categoria allo scopo di incrementare la relativa quota di mercato.

Per essere competitive nel mercato globale, le industrie aeronautiche hanno la necessità di realizzare prodotti ad alto contenuto tecnologico.

Le principali case costruttrici, *Boeing* ed *Airbus*, ed i loro fornitori "*Prime Suppliers*" come Alenia Aeronautica S.p.A., sono sempre più specializzati in attività progettuali e produttive di alto livello in grado di realizzare miglioramenti significativi rispetto alla generazione degli attuali velivoli, in termini di costi operativi, di *performances* e di impatto ambientale.

A partire dal settore delle aerostutture, nel cui ambito operano molte aziende italiane, si studiano soluzioni per ridurre i costi di produzione (determinati principalmente dai relativi processi produttivi) e per alleggerire il peso dei componenti con l'introduzione di nuovi materiali ed architetture strutturali innovative.

Un forte incentivo per favorire la produzione di aerei più leggeri e meno dispendiosi sotto il profilo dei consumi è rappresentato dal continuo aumento dei prezzi del carburante e dall'obiettivo di ridurre le emissioni.

A riprova di ciò è sufficiente l'analisi del seguente grafico, Figura 1.1

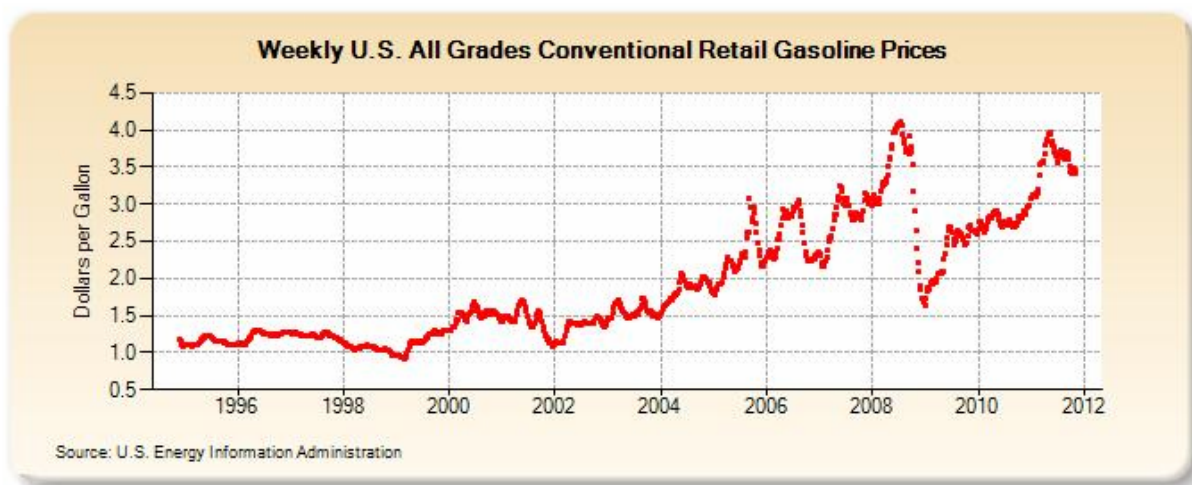


Figura 1.1 - Andamento del Prezzo del Carburante
(Fonte: U.S. Energy Information Administration)

I grafici successivi pongono l'attenzione sui costi di gestione di un aeromobile civile, nello scenario attuale ed a medio-lungo termine (Figura 1.2).

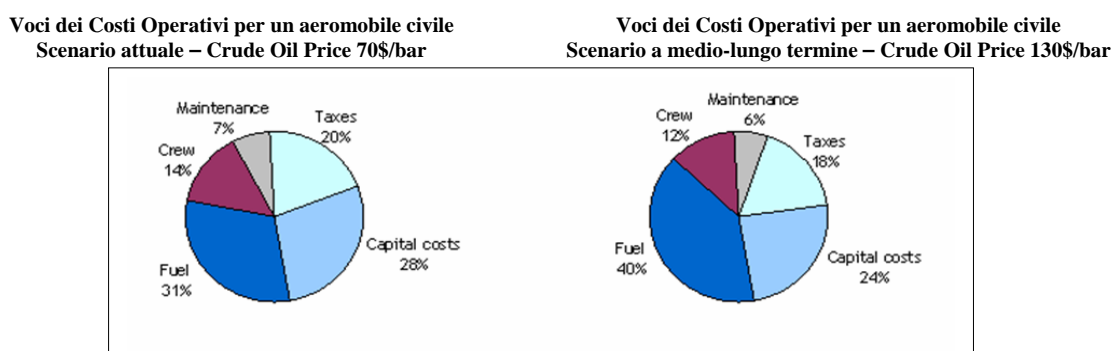


Figura 1.2 - Costi di Gestione Aeromobile Civile

Dal confronto dei due diagrammi, rappresentativi delle differenti voci di spesa per il mantenimento di un aeromobile civile, appare evidente che in uno scenario a medio – lungo termine gli obiettivi della ricerca influenzeranno circa i due terzi del costo globale

di gestione (40% fuel).

Un alleggerimento complessivo della massa del velivolo, in funzione della quale vengono calcolate le tasse aeroportuali e di navigazione, incide anche sui costi di manutenzione che diminuiscono al diminuire del peso dei componenti e delle parti da verificare. Inoltre, a partire dal 2012 con l'ingresso dell'industria aeronautica nell'*European Union Emission Trade Scheme* (EU ETS), le aerolinee saranno tenute al rispetto di precisi limiti relativi alle emissioni in volo, pena il pagamento dei "diritti" di emissione, contenibili solo con l'ausilio di velivoli più leggeri, a minor consumo di carburante e pertanto meno inquinanti.

L'integrazione di materiali leggeri e più duraturi, con le nuove tecnologie propulsive ed avioniche, consentiranno ai velivoli del futuro un sempre maggiore contenimento delle spese di gestione.

Ne consegue che, le nuove tecnologie e le nuove filosofie di progettazione potranno rendere possibile tale risultato attraverso l'integrazione di concetti quali:

- la definizione dei prodotti, dei materiali e dei processi e delle tecnologie applicabili;
- l'integrazione tra fabbricazione ed assemblaggio dei componenti;
- la verifica, attraverso *test* strutturali, dei concetti innovativi di progetto utilizzati;
- l'integrazione dei requisiti strutturali con quelli sistemistici, attraverso l'estensione delle caratteristiche funzionali delle strutture.

Considerando anche la fase di industrializzazione del prodotto, si determinerà un sostanziale contenimento dei costi ricorrenti di produzione e una riduzione del prezzo di vendita del prodotto finale.

I costi di lavorazione incidono notevolmente sul prezzo dei componenti dei velivoli, in funzione degli elevati costi di manodopera qualificata a cui si ricorre e della complessità

dell'industrializzazione del prodotto. Pertanto, anche una modesta riduzione percentuale del costo di una singola operazione -realizzata con l'applicazione di nuovi metodi- può determinare notevoli vantaggi economici e una maggiore competitività.

A quanto fin ora descritto, si aggiungono altri importanti fattori che spingono le aziende aeronautiche verso una innovazione sempre maggiore dei loro prodotti: negli ultimi tempi si è verificato un cambiamento nei rapporti tra le aziende che sviluppano in sub-fornitura componenti di grandi dimensioni e le aziende *leader* del mercato civile, come *Boeing* ed *Airbus*. Questo nuovo rapporto noto come "*Risk Sharing Partnership*" (già applicato per i contratti in corso relativi allo sviluppo dei velivoli A380 e B787) conferisce al *Prime Supplier* la responsabilità di assicurare l'adeguata competenza tecnica e tecnologica per lo sviluppo del prodotto, ma anche l'onere di garantire che la tecnologia applicata sia continuamente aggiornata al fine di mantenere e, se possibile, accrescere le quote di mercato. Tutto ciò richiede al fornitore di contribuire allo sviluppo delle nuove tecnologie ed a mantenere elevato il livello tecnologico del prodotto, pena la perdita di competitività.

In questo scenario di mercato, le richieste specifiche trovano una possibile risposta nello sviluppo di nuove architetture strutturali realizzabili attraverso l'impiego di materiali e tecnologie innovative, comprese le condizioni operative ed installative. Le potenzialità offerte da tecnologie di giunzione, come la saldatura *Friction Stir Welding*, consentono di ipotizzare una significativa riduzione di peso, associata ad un contenimento dei costi ricorrenti di fabbricazione, rispetto alle architetture strutturali tradizionali ottenibili con tecnologie di giunzione convenzionali (rivettatura).

In tale contesto hanno avuto origine le idee per il progetto di ricerca finanziato dalla L. 297/'99 del MIUR, "Processo Innovativo di Saldatura per *Friction Stir Welding* per la Realizzazione di Pannelli Dimostrativi in Scala Ridotta".

Il presente lavoro di tesi si inserisce nel citato programma di ricerca e riguarda attività sviluppate presso la OFFICINE MECCANICHE IRPINE (OMI) S.r.l. di Lacedonia (AV) e presso Alenia Aeronautica S.p.A..

La OMI S.r.l. è un'azienda fornitrice di Alenia Aeronautica S.p.A. da oltre trenta anni, specializzata nella fabbricazione di parti ed attrezzature aeronautiche mediante fresatura CNC.

Scopo del progetto di ricerca è introdurre elementi innovativi per la progettazione, la fabbricazione ed i *test* strutturali di componenti (in scala ridotta), rappresentativi di pannelli di fusoliera, in lega leggera, realizzati con il metodo di giunzione *FSW*.

Un esempio di questa applicazione è dato dal pannello rinforzato con elementi logitudianli (*stringer*) saldati con tecnologia *FWS* (Figura 1.3).



Figura 1.3 *Dimostratore Tecnologico – Pannello di Fusoliera del Velivolo C27J nell'ambito del Progetto L279 e realizzato in OMI.*

La realizzazione di architetture strutturali primarie mediante tecnologia *FSW* e materiali innovativi offre notevoli opportunità: l'utilizzo della tecnologia *FSW* consente l'introduzione di concetti di saldature senza sovrapposizione dei bordi da collegare, senza organi di collegamento (rivetti), con possibilità di realizzare *superpannelli*; tale tecnologia porterà verosimilmente ad una significativa riduzione di peso, associata al contenimento dei costi ricorrenti di fabbricazione, rispetto alle architetture strutturali tradizionali.

Gli elementi determinanti ai fini del peso e dei costi di un assieme strutturale sono fortemente legati ai materiali, ai processi produttivi applicati ed alla ottimizzazione del progetto sia dei singoli componenti che del loro assemblaggio. La presenza dei fori per gli organi di collegamento tende ad indebolire la struttura, sia in termini di prestazioni statiche che di resistenza alla fatica, rendendo necessario un dimensionamento adeguato della struttura con inevitabili aggravii di peso e costi di produzione. L'eliminazione degli organi di collegamento, grazie all'elevata efficienza ipotizzabile per le saldature *FSW*, consentirà di ridurre al minimo il peso della struttura con vantaggio in termini di costi di esercizio; nelle giunzioni ottenute mediante *FSW* è notevolmente ridotto il decadimento delle proprietà meccaniche, tipico dei processi di saldatura per fusione. Il costo di fabbricazione si avvantaggia dell'assenza di organi di collegamento e relativo costo di installazione, dell'assenza di materiale d'apporto, dell'elevata ripetibilità che minimizza gli interventi di riparazione/scarti, grazie alla possibilità di automatizzare completamente il processo.

La *Friction Stir Welding (FSW)* è una tecnologia di saldatura relativamente nuova: è stata brevettata nel dicembre del 1991 dall'Istituto della Saldatura Inglese, *The Welding Institute (TWI)* [1]. Questo processo si è rivelato adatto per realizzare giunzioni di parti

in leghe metalliche [2], alluminio e titanio; è stato accolto con grande interesse dal mondo industriale e, in pochi anni, ha fatto registrare un notevole sviluppo soprattutto nelle applicazioni navali ma anche nell'industria aerospaziale, ferroviaria ed automobilistica.

La *FSW* é un processo di saldatura allo stato solido che sfrutta il noto fenomeno dell'abbassamento del carico di snervamento di un materiale, ossia l'aumento della sua duttilità all'aumentare della temperatura.

Il materiale viene portato allo stato plastico grazie al calore sviluppato dal movimento reciproco dei pezzi da saldare e dell'utensile. Ed è proprio l'utensile l'elemento fondamentale per la messa a punto del processo: strumento capace di plasticizzare il materiale, mantenendo inalterate le proprie caratteristiche. Le dimensioni ed il materiale dell'utensile dipendono rispettivamente dallo spessore e dal materiale che si deve saldare, oltre che dalla configurazione del giunto.

Tipicamente, l'utensile per la saldatura *FSW* (Fig. 1.4) è composto da una parte cilindrica detta spalla (*shoulder*) che genera l'attrito ed impedisce al materiale plasticizzato di fuoriuscire dalla zona del giunto, e da una punta (*pin*) che provoca il mescolamento del materiale in prossimità dell'asse del giunto.

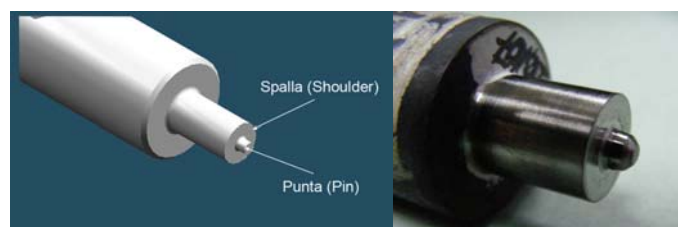


Figura 1.4 *Utensile FSW*

La saldatura *FSW* è schematicamente rappresentata in Figura 1.5.

In breve, l'utensile viene posto in rotazione dal mandrino della macchina (Fig. 1.5 a) ed il *pin* viene affondato tra i lembi delle lamiere da giuntare (Fig. 1.5 b), mantenendo a contatto con la superficie del materiale la spalla che forgia; si attende qualche secondo per favorire il riscaldamento del materiale ed il conseguente decadimento delle sue caratteristiche meccaniche. Quindi l'utensile viene fatto avanzare, con una data velocità, lungo la traiettoria di saldatura (Fig. 1.5 c) fino al completamento del giunto. Il processo si conclude con l'estrazione del *pin* dal materiale saldato (Fig. 1.5 d).

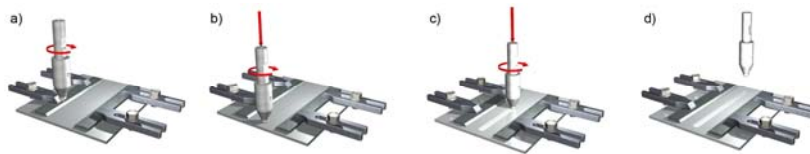


Figura 1.5 Schematizzazione Processo FSW

Di seguito sono elencati i principali vantaggi della saldatura *FSW* ottenuti grazie al fatto che il materiale non viene portato a fusione:

- superamento di problemi di natura metallurgica, legati ai fenomeni che si verificano in fase di solidificazione;
- assenza di emissione di fumi dovuti ad archi elettrici;
- riduzione dell'inquinamento acustico grazie all'eliminazione della rivettatura (oltre che all'assenza dell'arco);
- possibilità di automatizzare il processo;
- giunzioni di ottima qualità ed efficienza, caratterizzate da basse tensioni interne e deformazioni;
- elevata produttività, in quanto consente di saldare pezzi di spessore elevato in passata singola;

- possibilità di saldare leghe di alluminio tradizionalmente non saldabili e materiali omologhi o dissimili nella composizione chimica e nello stato di fornitura;
- non richiesti materiali d'apporto e gas di protezione.

Di contro, un'importante criticità del processo consiste nelle rilevanti forze di azione e reazione che la macchina operatrice e gli elementi da saldare si scambiano, rendendo problematico l'attrezzaggio e quindi il bloccaggio delle parti; inoltre, tali forze possono variare durante l'esecuzione della passata di saldatura a causa, ad esempio, della tolleranza relativa allo spessore del materiale e/o dell'attrezzo porta pezzo. Può essere necessario, quindi, un continuo ripristino/inseguimento delle condizioni ideali di processo tramite un dispositivo di controllo che governa in modo continuo l' utensile di saldatura.

La possibilità di introdurre il processo di saldatura *FSW* nella realizzazione di strutture primarie aeronautiche potrebbe consentire di ottenere una significativa riduzione di peso, associata ai vantaggi economici in termini di costo di fabbricazione, legati essenzialmente alla possibilità di automatizzare il processo e ridurre l'utilizzo dei sigillanti.

La riduzione di peso ottenibile con tale tecnologia è subordinata alla possibilità di utilizzo di leghe metalliche con proprietà meccaniche adeguate e comparabili con quelle delle leghe tradizionalmente utilizzate con tecnologia convenzionale.

Le leghe di alluminio, dato il loro basso peso specifico, rispetto ad altri materiali metallici, sono utilizzate per realizzare le strutture aeronautiche; dai dati in Tabella 1.1, si nota come in un aeroplano moderno la percentuale di alluminio vada anche oltre il 70%.

L'uso del titanio, invece, in quantità sempre più ampie (Tabella 1.1), associato al crescente uso dei compositi -ed al migliore comportamento in termini di corrosione galvanica delle leghe di titanio rispetto a quelle in alluminio- comporta un eccessivo costo di fabbricazione dovuto al costo della materia prima, agli elevati volumi di sfridi e alle complesse e costose lavorazioni di finitura. Soluzioni prevedibili sono riconducibili alla realizzazione di semilavorati di partenza ottenuti con processi non di solidificazione dal fuso e successiva deformazione plastica, ma attraverso processi di saldatura di parti componenti più semplici che permettono di ottenere forme complesse più vicine a quella finale, con riduzione di sfrido (riduzioni che possono arrivare fino ad un rapporto di 30 a 1) e di energia di lavorazione, a parità di prestazioni del prodotto finale.

Velivolo	Anno	Alluminio	Acciaio	Titanio	Compositi
	Progettazione	% in peso	% in peso	% in peso	% in peso
Boeing 787	2006	15	2	20	63
Airbus A380	2002	70	3	8	19
Airbus A321	1991	70	3	7	20
Boeing 777	1990	70	5	10	15
ATR 72	1982	80	3	5	12
Boeing 767	1980	80	5	10	5

Tabella 1.1 – Composizione della Struttura di un Aereo



Figura 1.6 – Eclipse 500

Le leghe di Alluminio di nostro interesse, alle quali oggi è applicabile il processo convenzionale di saldatura per fusione, appartengono alla *Serie 6000* e sono caratterizzate da proprietà meccaniche generalmente inferiori a quelle della *Serie 2000* e *Serie 7000* utilizzate per le applicazioni strutturali aeronautiche.

Per tali ragioni è necessario indagare sulla possibilità di utilizzo di nuove leghe con proprietà meccaniche migliori e minore densità, che offrano elevate potenzialità di contenimento del peso delle strutture.

Alcune attività di ricerca sono rivolte all'individuazione di materiali aeronautici con più elevate prestazioni meccaniche; considerando un nuovo processo flessibile come la *FSW*, possono essere valutate nuove configurazioni tipicamente utilizzate nell'assemblaggio permanente di sottoassiemi (ad esempio pannelli di fusoliera), o applicazioni più importanti quali giunzione di testa tra pannelli di fusoliera (si veda ad esempio il *jet* d'affari statunitense *Eclipse 500* in Figura 1.6 [3]).

In questo lavoro si indagherà in particolare il comportamento di alcuni materiali promettenti quali le leghe "Al-Li", saldati con la tecnologia *FSW* e con configurazione di giunzione testa a testa. Attualmente, nella progettazione di nuove fusoliere, i sistemi con

leghe Al-Li sono l'unica tecnologia che compete a pieno titolo con la tendenza diffusa all'impiego della fibra di carbonio derivante dall'esperienza B787 ed A350XWB. I materiali compositi offrono benefici sia nella riduzione di peso che nei costi di manutenzione (intervalli più lunghi di ispezione, migliore resistenza a corrosione), ma tipicamente determinano un aumento del costo di vendita del prodotto finale a causa degli elevati investimenti per la materia prima e per gli impianti di produzione [4]. La sfida oggi per le nuove leghe Al-Li disponibili per i moderni velivoli commerciali è quella di dimostrare *performances* equivalenti a costi più bassi.

Le leghe Al-Li, della *Serie 2000* sono infatti di particolare interesse per l'industria aerospaziale, grazie al vantaggio di peso che deriva dalle loro caratteristiche meccaniche: poiché il litio è l'elemento chimico metallico con la minore densità della tavola periodica, queste leghe sono significativamente meno dense dell'alluminio puro. Ogni 1% di peso di Litio aggiunto all'alluminio riduce la densità della lega risultante del 3% [5]. Le leghe Al-Li sono attualmente già impiegate nella realizzazione di aerostutture di alcuni velivoli di linea, A350 XWB [6], e dell'elicottero *AgustaWestland EH101*.

Sulla base dei risultati sperimentali ottenuti dalle prove *FSW* su questi materiali futuribili e dalle analisi delle caratteristiche meccaniche, metallurgiche e di resistenza alla corrosione dei giunti saldati, si possono definire i criteri e linee guida di sviluppo di architetture strutturali primarie innovative come quelle in Figura 1.3. Le attività di ricerca sono dunque fondamentali per la conoscenza del processo *FSW* e la soluzione dei problemi tecnologici esistenti per applicazioni aeronautiche; l'obiettivo è quello di poter introdurre questo procedimento di saldatura nei processi produttivi industriali per i previsti benefici che ne conseguiranno.

1.2 Scopo

La saldatura FSW è un processo brevettato e diffuso solo di recente ed ancora in fase di sviluppo soprattutto per le applicazioni aeronautiche.

Non largamente diffuso nelle altre applicazioni industriali salvo eccezioni in ambito navale, ferroviario ed automobilistico.

La saldatura *Friction Stir Welding* non è assimilabile agli altri processi di saldatura esistenti; le condizioni al contorno di tale processo fanno sì che la continuità tra le due parti da collegare si realizzi non per solidificazione (come avviene per le saldature per fusione) ma per trasporto di materiale e miscelazione nel campo plastico con fenomeni di ricristallizzazione e diffusione. A quanto detto si deve aggiungere che anche la microstruttura del materiale nella zona di saldatura è difficilmente associabile a quella propria delle altre saldature. Pertanto emerge la necessità di sviluppare un *know-how* di base per la caratterizzazione di tali saldature e per la correlazione e classificazione dei difetti sulla base del comportamento meccanico delle giunzioni.

Dunque, i problemi che ne rallentano l'applicazione sono principalmente legati a:

- carenza di informazioni sulle proprietà del giunto per diversi materiali e per diverse configurazioni, con interesse particolare per le proprietà meccaniche e di resistenza alla corrosione;
- dati relativi agli utensili ed ai parametri di processo sono disponibili su un numero limitato di materiali, di configurazioni del giunto e di spessori.

Le attività di ricerca trattate, in linea con altri progetti europei sviluppati, come il WAFS "*Welding Airframes by Friction Stir*", hanno contribuito a sviluppare le conoscenze di base sul processo, sui materiali, sulle attrezzature, facilitando la realizzazione di una banca dati.

E' facilmente prevedibile per i prossimi anni un notevole incremento dell'applicazione del processo di saldatura *FSW* in diversi settori (aerospaziale, *automotive*, navale, ferroviario) ma l'entità di tale applicazione nell'industria dipenderà essenzialmente dalla crescita delle conoscenze e dalla soluzione dei problemi tecnologici ancora esistenti.

Nel presente lavoro sono stati perseguiti i seguenti obiettivi principali:

- *Sviluppo delle conoscenze sui componenti, sulle configurazioni e sulle relative attrezzature per la saldatura FSW che consentano di ottenere un'elevata qualità del giunto ed un'alta ripetibilità del processo;*
- *Studio della lega futuribile Al-Li 2198 e della relativa saldabilità FSW per applicazioni strutturali;*
- *Analisi delle principali caratteristiche meccaniche, metallurgiche e di resistenza alla corrosione dei giunti di testa, "butt joints", ottenuti da provini saldati in leae A-Li 2198 con una attrezzatura FSW innovativa.*

Sebbene un'elevata ripetibilità ed accuratezza siano una specificità della tecnologia di saldatura *FSW*, l'industrializzazione di tale processo, ovvero l'effettiva possibilità di ottenere tali risultati richiede il controllo di parametri chiave: controllo simultaneo della posizione dell'utensile e controllo della forza di forgiatura applicata.

Deve essere possibile, inoltre, la trasferibilità tra diverse macchine di attrezzature e l'impiego in diverse configurazioni e posizionamento spaziale del giunto (rettilineo piano, rettilineo su generatrici di superficie cilindrica, curvo su 2D, curvo su 3D).

Gli impianti di saldatura *FSW* attualmente disponibili sul mercato sono tipicamente Macchine Operatrici a Controllo Numerico Computerizzato con architettura a *robot* o a portale, come quelle in Figura 1.7 per la necessità di produrre saldature in tre dimensioni.

Una stazione robotizzata è più indicata per traiettorie spaziali complesse anche se, data la

sua scarsa rigidità rispetto alle macchine a portale o cartesiane, non consente saldature su materiale di grande spessore per l'impossibilità di applicare forze particolarmente elevate.



Fig. 1.7 *Macchine Utensili CNC per Friction Stir Welding*

Una soluzione a questo problema può essere rappresentata da teste avanzate di saldatura *FSW* facilmente integrabili con Macchine Operatrici, ad esempio delle fresatrici *CNC* che consentano- attraverso un sistema flessibile *Hardware* e *Software*- il controllo della posizione ed il trasferimento della corretta forza verticale sulla superficie delle parti da saldare. Attraverso il controllo della suddetta forza, si deve avere un riassetto automatico dell'utensile, ad opera della stessa testa operatrice; in tal modo è possibile trasferire il processo qualora sia possibile integrare la testa *FSW* con diverse macchine, prescindendo dalle dimensioni dell'area di lavoro.

Questa condizione può garantire anche la flessibilità di utilizzo per ciò che concerne i materiali, gli spessori ed i diversi giunti applicabili; inoltre, con l'introduzione di questa soluzione "*end-effector*" su una Macchina *FSW*, si possono ottenere i seguenti vantaggi:

- evitare tolleranze spinte per la planarità dell'attrezzatura;
- ottenere la rigidità desiderata e contestualmente la necessaria automazione e flessibilità;

- verificare e gestire l'usura e le tolleranze dell'utensile di saldatura, con conseguente miglioramento della ripetibilità e dell'accuratezza del giunto.

Ed ancora, il controllo in linea dei valori della forza verticale, unitamente al monitoraggio della temperatura in fase di saldatura, costituiscono i dati di *input* del sistema di controllo adattativo per tenere sotto controllo il processo *FSW*, agendo sulle velocità di rotazione di avanzamento, oltre che sull'affondamento dell'utensile (quota del *pin*).

Ai fini del presente lavoro, si studia la fattibilità della saldatura con un prototipo di Macchina *FSW*, progettata per controllare in linea il processo. Dopo aver selezionato la tipologia del materiale di base si eseguono diverse prove di *FSW* su “dettagli”, provini *butt joints*, rappresentativi della geometria del giunto caratterizzando le attrezzature e gli utensili di saldatura in funzione dei parametri di processo utilizzati.

In conclusione, l'analisi dei risultati sperimentali ottenuti serve allo sviluppo del processo e a valutare la migliore combinazione dei parametri del processo di saldatura (velocità di avanzamento, velocità di rotazione, forza verticale ecc.) rispetto ai requisiti di accettazione del materiale per le applicazioni specificate.

Capitolo 2

Studio delle Leghe Alluminio-Litio e

Relativa Saldabilità

2.1 Introduzione

Lo sviluppo tecnologico delle leghe *Al-Li* si avvia intorno al 1920 ma è solo negli anni '60 che inizia la commercializzazione della lega 2020, contenente *Li*, *Mn* e *Cd*, proseguita peraltro con scarso successo a causa di problemi di fragilità [7].

Lo sviluppo delle leghe *Al-Li* riceve un nuovo grande impulso, a partire dalla fine degli anni 70 del secolo scorso, proprio dalle applicazioni aeronautiche ed aerospaziali: dato il continuo aumento del costo dei combustibili e dei propellenti è molto sentita la necessità di un progressivo alleggerimento delle aerostutture. Come anticipato nel capitolo introduttivo, le leghe innovative *Al-Li* rappresentano una delle possibili risposte alla sempre crescente esigenza di riduzione di peso, in concorrenza con l'alternativa di aerostutture in materiale composito. L'introduzione della tecnologia *FSW* per applicazioni aeronautiche per ottenere vantaggi in termini di peso, rappresenta una soluzione più immediata ed economica finalizzata allo scopo, rispetto a soluzioni basate sull'impiego di materiali compositi; oltre ad una riduzione di peso delle strutture innovative che consentono l'eliminazione della rivettatura, grazie alla riprogettazione delle stesse, con l'uso congiunto delle più leggere leghe *Al-Li* è possibile ottenere incrementi di rigidità paragonate a strutture in leghe tradizionali delle serie 2xxx e 7xxx [8]. La densità del litio è 534 kg/m^3 ; per la presenza fino al 4%, ogni punto percentuale dell'elemento aggiunto abbassa la densità della lega circa del 3% ed innalza il modulo di Young di circa il 6%.

Le leghe *Al-Li* hanno un elevato costo, quasi il doppio rispetto alle leghe tradizionali, oltre a dover fronteggiare la concorrenza dei materiali compositi che offrono spesso caratteristiche confrontabili ed in certi casi decisamente superiori, come per la resistenza e per rigidità a temperature superiori a $100 \text{ }^\circ\text{C}$. La tecnologia dei materiali compositi, rispetto a quella delle leghe di *Al-Li*, risulta tuttavia ancora più costosa in quanto richiede investimenti ingenti in macchinari ed attrezzature e processi altamente specializzati per la produzione delle strutture.

Anche se rappresentano un prodotto ormai tecnologicamente maturo e consolidato, attualmente le leghe *Al-Li* sono ancora in corso di sviluppo e di ottimizzazione per specifiche applicazioni come quelle in campo aeronautico. Alcune delle possibilità di innovazione derivano proprio dalle più leggere leghe *Al-Li* saldabili, come la *2198*, che consente giunti saldati con migliori caratteristiche meccaniche rispetto alle classiche *serie 2xxx e 7xxx*.

Nei paragrafi seguenti saranno illustrate le caratteristiche di queste leghe e la relativa saldabilità sia mediante procedimenti convenzionali che con tecnologia *FSW*.

2.2 Caratteristiche delle Leghe Al-Li

Le leghe *Al-Li* in commercio sono costituite da diversi elementi chimici per eliminare i problemi di fragilità tipici delle leghe binarie *Al-Li*. Nella maggior parte delle condizioni fisiche della lega, le leghe binarie *Al-Li* hanno lo svantaggio di avere, una scarsa duttilità a causa dei precipitati δ' (Al_3Li , tali precipitati metastabili sono infatti grandi ed incoerenti con la matrice, ovvero le dislocazioni non li possono attraversare, solo in microstrutture sovra-invecchiate) e “*Precipitate Free Zones*” (PFZ, zone prive di precipitati e quindi incapaci di opporsi allo scorrimento plastico).

Gli alliganti, oltre ad aver un ruolo importante nell'ostacolare lo scorrimento plastico e quindi come agenti indurenti, migliorano talune proprietà applicative.

Ad esempio, il rame Cu conferisce incrementi sostanziali di resistenza attraverso la formazione del precipitato $T'1 - Al_2CuLi$, il Mn e Cr inibiscono la ricristallizzazione e la crescita del grano del materiale durante la lavorazione plastica a caldo o durante le ricotture. Il Mn e Cr, utilizzato come lo Zr per formare piccoli precipitati incoerenti, capaci di contrastare la localizzazione dello scorrimento plastico, è presente in tutte le leghe *Al-Li* ed in particolare nella lega di nostra interesse *2198* (Tabella 2.1). Nella Tabella seguente sono riportati i valori degli elementi chimici secondo specifica del materiale *2198 T8 (AMS 4412)* e quelli misurati con tecnica

spettrometrica di massa condotta in accordo alla *ASTM E 1097* [9], con lo strumento “*Optima 7300 DV Spectrometer*”. Il peso specifico della lega *2198 T851*, in Tabella 2.1, misurato in accordo alla *ASTM D792 (FL1)* [10] con l’uso dello strumento “*Analytical Balance Sartorius*” (precisione 0,1 mg), conferma la riduzione del 3% in peso della lega per ogni 1% di *Li* aggiunto nell’Alluminio (peso specifico dell’Al è 2,71 g/cm³), tipica delle leghe di Al-Li.

ELEMENTO CHIMICO	VALORE MINIMO (% in peso)	VALORE MASSIMO (% in peso)	VALORE MASURATO (% in peso)	PESO SPECIFICO MISURATO A 23 °C
Silicio Si	-	0.08	-	2,68 g/cm ³
Ferro Fe	-	0,10	0,04	
Rame Cu	2,9	3,5	3,2	
Manganese Mn	-	0.50	0,01	
Magnesio Mg	0.25	0.80	0,31	
Zinco Zn	-	0.35	0,03	
Titanio Ti	-	0.10	0,03	
Argento Ag	0.10	0.50	-	
Litio Li	0.8	1.1	1	
Zirconio Zr	0.04	0.18	-	
Cromo Cr	-	-	0,01	
Nichel Ni	-	-	0,01	
Altri Elementi, Ciascuno	-	0,05	-	
Altri Elementi, in Totale	-	0,15	-	
Alluminio Al	Restante Parte			

Tabella 2.1 *Composizione Chimica Lega Al-Li 2198 utilizzata ai fini della Ricerca con rif. alla Specifica Materiale AMS 4412A*

In Tabella 2.2 è riportata una sintesi approssimativa degli effetti dei diversi alliganti presenti nelle leghe *Al-Li*. Non si deve, tuttavia, dimenticare che possono insorgere effetti sinergici quando alcuni di questi elementi sono simultaneamente presenti.

ELEMENTO	EFFETTO
Li	<ul style="list-style-type: none"> • Diminuisce la densità • Aumenta il Modulo Elastico (E) • Forma Precipitati Indurenti δ' (Al_3Li) • Esalta le Tessiture • Favorisce Anisotropia • Aumenta Resistenza a Fatica • Favorisce lo Scorrimento Planare e la Fragilità
Cu	<ul style="list-style-type: none"> • Conferisce Resistenza formando Precipitati Indurenti Semicoerenti o Incoerenti tipo $T'1-Al_2CuLi$ o $\theta'-(Al_2Cu)$
Mg	<ul style="list-style-type: none"> • Forma Precipitati Indurenti tipo Al_2MgLi e $S'-Al_2CuMg$ • Esalta la tendenza all'Invecchiamento Naturale di Leghe Al-Cu-Li
Zr	<ul style="list-style-type: none"> • Dispersoide dello Scorrimento tramite la Formazione del Precipitato β' (Al_3Zr) • Ritarda la Ricristallizzazione e la Crescita del Grano
Ag	<ul style="list-style-type: none"> • Esalta la tendenza all'Invecchiamento Naturale di Leghe Al-Cu-Li
Cr	<ul style="list-style-type: none"> • Dispersoide • Rallenta Crescita del Grano
Mn	<ul style="list-style-type: none"> • Dispersoide • Rallenta Crescita del Grano
Si	<ul style="list-style-type: none"> • Forma Inclusioni che abbassano la Tenacità
Fe	<ul style="list-style-type: none"> • Forma Inclusioni che abbassano la Tenacità

Tabella 2.2- Effetto di Alliganti nelle Leghe *Al-Li*

In Tabella 2.3 sono sintetizzate le prescrizioni che derivano dalla Micromeccanica dei Materiali e che devono essere applicate alle leghe *Al-Li* per determinarne composizione e trattamento termo-meccanico ottimale in vista delle proprietà meccaniche.

PROPRIETA'	MICROSTRUTTURA	FUNZIONE
Resistenza Meccanica	Dispersoide uniforme di piccoli (50-100 nm) precipitati semicoerenti in frazione in volume grande; grano fine; massimizzare il contenuto di soluto.	Inibire il moto delle dislocazioni con precipitati molto fini, ma non attraversabili dalle dislocazioni
Tenacità	Eliminare le inclusioni dovute alle impurezze (Fe, Si) e portare in soluzione costituenti di equilibrio sotto forma di particelle grandi (δ , Al_6Li_3Cu , etc.); evitare la presenza esclusiva di particelle attraversabili dalle dislocazioni come δ' , introdurre elementi che formino dispersoidi che rendono omogeneo lo scorrimento	Promuovere la deformazione plastica omogenea e l'incrudimento, inibendo la nucleazione e la crescita di micro vuoti che portano alla frattura
Resistenza all'Innesco di Cricche di Fatica	Eliminare le particelle attraversabili dalle dislocazioni come δ' , produrre grani di grandi dimensioni o molto allungati	Impedire la localizzazione delle deformazione e le conseguenti concentrazioni di tensione sui bordi di grano, seconde fasi e superfici libere; evitare la formazione di gradini di scorrimento sulle superfici libere
Resistenza alla Propagazione di Cricche di Fatica	Promuovere la precipitazione di particelle coerenti attraversabili dalle dislocazioni come δ' , produrre grani di grandi dimensioni o molto allungati	Esaltare la propagazione delle cricche lungo piani cristallografici, la ramificazione e il percorso a zig-zag, favorire i fenomeni di chiusura delle cricche

Tabella 2.3 - Criteri di Ottimizzazione della Microstruttura secondo la Micromeccanica dei Materiali

Sono stati analizzati con microscopio metallografico (Figura 2.1 e Figura 2.2) i provini preparati in accordo alla *ASTM E3* [11] in lamiera *Al-Li 2198 T851*, prodotta da processi dove la ricristallizzazione non avviene o avviene solo parzialmente nella regione superficiale; in Figura 2.1 si nota nel provino in direzione longitudinale la presenza di grani cosiddetti “a *pancake*” (ovvero cristalli dello spessore dell'ordine della decina di micrometri, larghi dell'ordine del centinaio di micrometri e lunghi, parallelamente alla direzione di laminazione, fino ad alcuni millimetri) più allungati rispetto al provino LT “*Long Transverse*” in Figura 2.2 [12].

Questa tessitura cristallografica, tipica delle leghe *Al-Li*, conferisce a tali materiali una forte anisotropia delle caratteristiche meccaniche, cosa che non si riscontra in grado così spinto nelle leghe di Alluminio “classiche”. La conseguenza più importante di questo aspetto peculiare delle leghe *Al-Li* si verifica sulla cinetica di propagazione delle cricche di fatica che risulta indebolita.

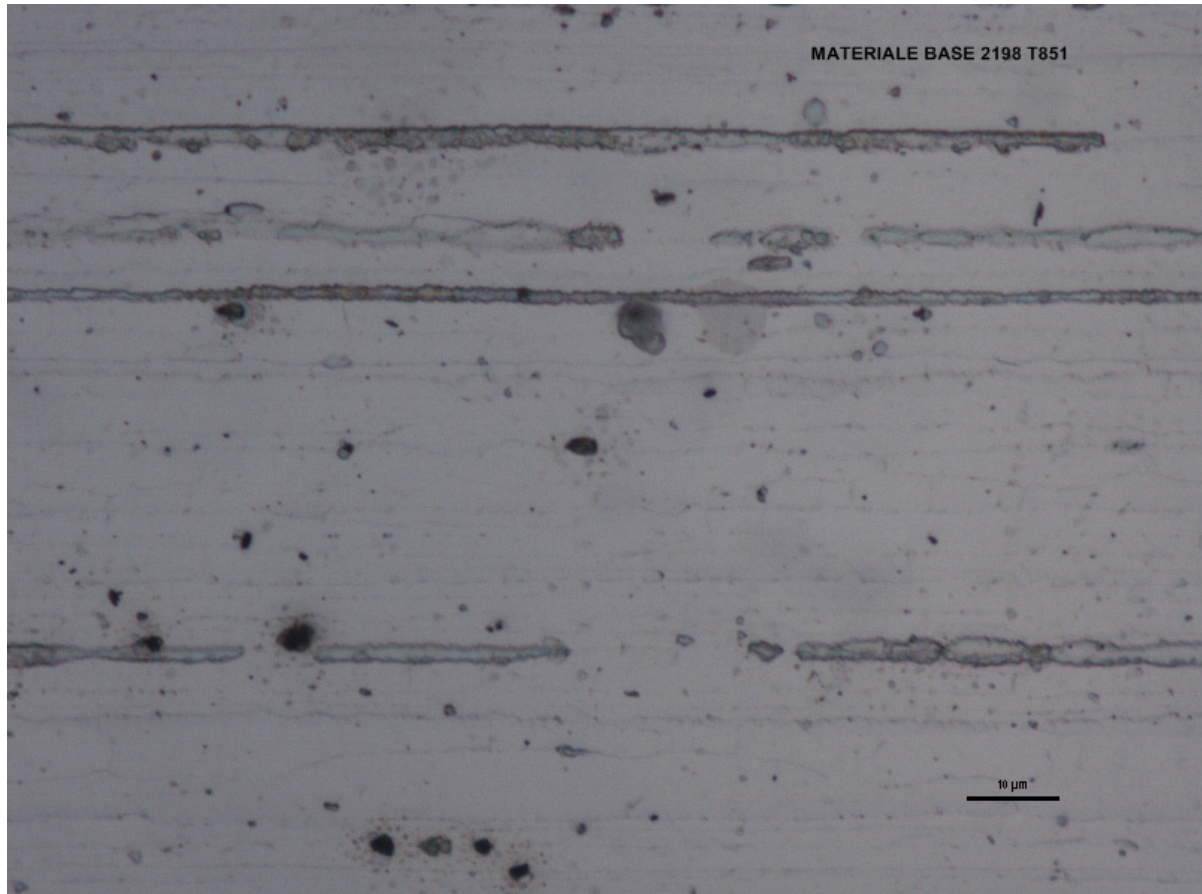


Figura 2.1 *Ingrandimento 1000X - Sezione Parallela alla Direzione delle Fibre della Lega 2198 T851*



Figura 2.2 *Ingrandimento 1000X - Sezione Trasversale alla Direzione delle Fibre (LT) della Lega 2198 T851*

Seguono nelle Tabelle 2.5 - 2.6 – 2.7 – 2.8 i dati di caratteristiche tensili delle leghe 2198 T851 e 2198 T351, ricavati effettuando prove di trazione in OMI in accordo alla *ASTM B557M-10* [13] con l'utilizzo dell'apparecchiatura di misurazione "MTS Insight 100".


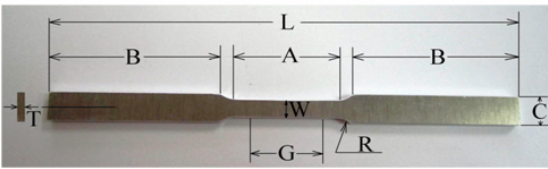
 Scheda di rilievo TEST		TEST: TRAZIONE LONGITUDINALE "L" 2198-T851	
		Test di Trazione in accordo alla ASTM B557M-10	
Materiale:	2189-T851		
N° Provino:	Test eseguito su n°5 Provini- Longitudinale	Durezza Media (HV): 154.5	
Tipologia Provino			
		Grandezza	mm
		G (gage length)	25±0.1
		W (width)	6±0.1
		T (Thickness)	3,1
		R (Radius of fillet)	6
		L (Overall length)	~150
		A (Length of reduced section)	32
		B (Length of grip section)	~54
		C (Width of grip section, approximate)	10
Risultati			
Grandezza	U.M.	Valore	Note
Yield Strength	Mpa	438,787	Calcolato con offset di 0.2%
Modulus of Elasticity	MPa	78391,469	
Tensile Strength	MPa	491,2	
Peak Load	kN	9,136	
Elongation at Fracture	mm	3,095	Calcolato su un gage length G di 25.0mm
	%	12,381	
Elongation at Peak	mm	2,064	Calcolato su un gage length G di 25.0mm
	%	8,255	
Speed of test	mm/min	2	
Esito test			
Esito	Note		
Positivo	X		
Replacement test	-		
Retest	-		

Tabelle 2.5 Dati Caratteristiche Tensili della Lega 2198 T851 (L); la Lettera L designa la Direzione Longitudinale (direzione delle fibre)


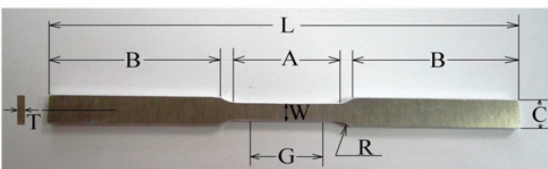
 Scheda di rilievo TEST		TEST: TRAZIONE TRASVERSALE "LT" 2198-T851	
		Test in accordo alla Norma ASTM B557M-10	
Materiale:	2189-T851		
N° Provino:	Test eseguito su n°5 Provini - Trasversali	Durezza (HV): 152.9	
Tipologia Provino			
		Grandezza	mm
		G (gage length)	25±0.1
		W (width)	6±0.1
		T (Thickness)	3,1
		R (Radius of fillet)	6
		L (Overall length)	~150
		A (Length of reduced section)	32
		B (Length of grip section)	~54
		C (Width of grip section, approximate)	10
Risultati			
Grandezza	U.M.	Valore	Note
Yield Strength	Mpa	433,325	Calcolato con offset di 0.2%
Modulus of Elasticity	MPa	81279,808	
Tensile Strength	MPa	490,4	
Peak Load	kN	9,121	
Elongation at Fracture	mm	3,638	Calcolato su un gage length G di 25.0mm
	%	14,554	
Elongation at Peak	mm	2,194	Calcolato su un gage length G di 25.0mm
	%	8,775	
Speed of test	mm/min	2	
Esito test			
Esito	Note		
OK	X		
Replacement test	-		
Retest	-		

Tabelle 2.6 Dati Caratteristiche Tensili della Lega 2198 T851 (LT); la sigla LT designa la Direzione del Traverso Lungo (Long Transverse)


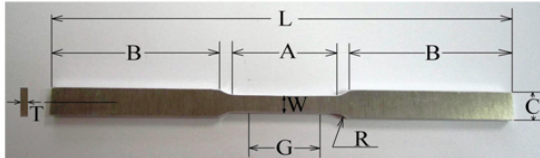
 Scheda di rilievo TEST		TEST: TRAZIONE LONGITUDINALE "L" 2198-T351	
		Test Trazione in accordo alla Norma ASTM B557M-10	
Materiale:	2189-T351		
n° Provino:	Test eseguito su n°5 Provini - longitudinale	Durezza (HV): 122.4	
Tipologia Provino			
		Grandezza	
		mm	
		<i>G (gage length)</i>	25±0.1
		<i>W (width)</i>	6±0.1
		<i>T (Thickness)</i>	3,2
		<i>R (Radius of fillet)</i>	6
		<i>L (Overall length)</i>	~150
		<i>A (Length of reduced section)</i>	32
		<i>B (Length of grip section)</i>	~54
		<i>C (Width of grip section, approximate)</i>	10
Risultati			
Grandezza	U.M.	Valore	Note
Yield Strength	MPa	339,780	Calcolato con offset di 0.2%
Modulus of Elasticity	MPa	77989,700	
Tensile Strength	MPa	465,6	
Peak Load	kN	8939,800	
Elongation at Fracture	mm	4,023	Calcolato su un <i>gage length</i> G di 25.0mm
	%	16,090	
Elongation at Peak	mm	4,013	Calcolato su un <i>gage length</i> G di 25.0mm
	%	16,050	
Speed of test	mm/min	2	
Esito test			
Esito		Note	
OK		X	
Replacement test			
Retest			

Tabelle 2.7 Dati Caratteristiche Tensili della Lega 2198 T351 (L); la Lettera L designa la Direzione Longitudinale (direzione delle fibre)


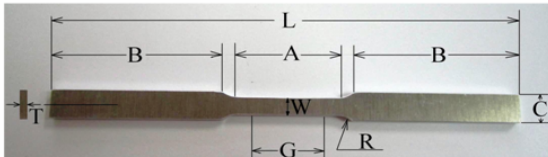
 Scheda di rilievo TEST		TEST: TRAZIONE TRASVERSALE "LT" 2198-T351	
		Test di Trazione in accordo alla Norma ASTM B557M-10	
Materiale:	2189-T351		
N° Provino:	Test eseguito su n°5 Provini- Trasversali	Durezza (HV): 122.3	
Tipologia Provino			
		Grandezza	
		mm	
		<i>G (gage length)</i>	25±0.1
		<i>W (width)</i>	6±0.1
		<i>T (Thickness)</i>	3,2
		<i>R (Radius of fillet)</i>	6
		<i>L (Overall length)</i>	~150
		<i>A (Length of reduced section)</i>	32
		<i>B (Length of grip section)</i>	~30
		<i>C (Width of grip section, approximate)</i>	10
Risultati			
Grandezza	U.M.	Valore	Note
Yield Strength	MPa	307,110	Calcolato con offset di 0.2%
Modulus of Elasticity	MPa	78796,100	
Tensile Strength	MPa	439,9	
Peak Load	kN	8448,6	
Elongation at Fracture	mm	5,460	Calcolato su un <i>gage length</i> G di 25.0mm
	%	21,840	
Elongation at Peak	mm	4,060	Calcolato su un <i>gage length</i> G di 25.0mm
	%	16,240	
Speed of test	mm/min	2	
Esito test			
Esito		Note	
OK		X	
Replacement test			
Retest			

Tabelle 2.8 Dati Caratteristiche Tensili della Lega 2198 T351 (LT); la sigla LT designa la Direzione del Trasverso Lungo (Long Transverse)

Quest'ultime tabelle dimostrano come la lega *Al-Li 2198* sia comparabile, come resistenza, alle più spinte leghe delle *serie 2xxx e 7xxx* e dimostra anche la presenza di un'anisotropia, caratteristica delle leghe *Al-Li* nelle direzioni L e LT

Di fondamentale importanza per le leghe da trattamento termico come quelle *Al-Li*, oltre alla presenza di determinati alliganti, è il trattamento termico del materiale (Tabella 2.9) che cerca di sfruttare il fenomeno del rafforzamento per precipitazione.

INVECCHIAMENTO	Lavorato plasticamente a freddo	Raffreddato dopo Lavorazione plastica a caldo	Solubilizzato In forno
Naturale	No	T1	T4
	Si	T2	T3
Artificiale	No	T5	T6, T7
	Prima dell'invecchiamento	-	T7, T8
	Dopo l'invecchiamento	-	T9

Tabella 2.9 Designazione degli Stati Trattati Termicamente e relative Lavorazioni Plastiche

In generale, si cerca di non produrre microstrutture sotto invecchiate (ad esempio T3 e T4) per evitare la combinazione avversa di particelle δ' e di *Precipitate Free Zones* (PFZ, fasce più o meno ampie prive di precipitati rafforzanti), a meno di non essere in presenza di composizioni ricche in Cu (abbondante precipitazione di indurenti T'1-Al₂CuLi) o in Cu e Mg (abbondante precipitazione di indurenti S'-Al₂CuMg). In particolare, per evitare la formazione di PFZ e di dannosi precipitati di equilibrio a bordo grano, si è dimostrata efficace l'introduzione di una leggera deformazione plastica (dell'ordine del 2-6%) dopo la tempra che segue la solubilizzazione. In generale, è opportuno evitare la formazione di precipitati a bordo grano, dal momento che il bordo grano si comporta già come una barriera al moto dislocazionale. La deformazione introduce all'interno dei grani un certo numero di dislocazioni che funzionano da siti di nucleazione per i precipitati durante il successivo invecchiamento (naturale o artificiale che sia). Si verifica una precipitazione trasgranulare uniforme, evitando la dannosa

precipitazione preferenziale a bordo grano, che porta a pronunciate PFZ. Ciò spiega il fatto che le leghe *Al-Li* sono comunemente applicate nello stato T8 (e non T6) se occorre massimizzare la resistenza meccanica (rif. Tabella 2.3), mentre sono applicate nello stato T3 (e non T4) se interessa soprattutto la tolleranza al danno.

2.3 Saldabilità delle Leghe AL-Li

Le leghe *Al-Li* sono, in generale, più facilmente saldabili di molte delle leghe leggere loro concorrenti tradizionali, come ad esempio *la 2024 e la 7075*. Per contro, sono meno saldabili della lega *2219* che è ritenuta la lega strutturale più saldabile, anche se è di gran lunga meno resistente della maggior parte delle leghe *Al-Li*. Le problematiche di saldabilità rimangono in ogni caso le stesse, tipiche di tutte le leghe di alluminio.

Indipendentemente dai problemi tecnologici e dalla scelta dei materiali d'apporto utilizzati nei procedimenti di saldatura convenzionali (che permettono di realizzare una saldatura accettabilmente esente da difetti), uno dei problemi principali che si pone nella saldatura delle leghe leggere di alluminio è l'effetto termico che si produce nella zona termicamente alterata.

Sia per le leghe da trattamento termico sia per quelle fornite con diversi gradi d'incrudimento, l'effetto termico prodotto durante il processo di saldatura corrisponde, per la zona termicamente alterata, ad un trattamento di solubilizzazione e/o di ricristallizzazione.

Pertanto, sono significativamente ridotti in questa zona tutti i vantaggi di resistenza ottenuti con i suddetti trattamenti termici. Appare quindi importante considerare (e molti regolamenti lo prescrivono), agli effetti del dimensionamento gli elementi saldati come se costituiti da materiale ricotto con designazione "O"; un materiale viene ricotto per ottenere lo stato di minima resistenza meccanica. Per verificare l'entità dell'addolcimento in zona termicamente alterata, a causa dell'effetto termico della saldatura, sono di solito usate prove di durezza.

I problemi che si presentano durante questi procedimenti di saldatura e che sono dipendenti da particolari caratteristiche fisiche e chimiche dell'alluminio, sono i seguenti:

- L'alluminio conduce il calore molto più dell'acciaio e ha un elevato coefficiente di dilatazione termica, per cui si riscontrano difficoltà ad ottenere la fusione localizzata del materiale. Il calore assorbito nel corso della saldatura porta a vistose deformazioni a causa della notevole quantità di materiale interessato al riscaldamento;
- L'alluminio si ossida con grande facilità, formando un ossido refrattario (allumina Al_2O_3) molto compatto e resistente; la formazione di alluminio si verifica già a temperatura ambiente ed assicura la protezione del metallo sottostante; questa formazione aumenta rapidamente con la temperatura;
- Ritiro di solidificazione molto elevato ed ampio intervallo di solidificazione nelle leghe ad alta resistenza;
- Ottima capacità di solubilizzare idrogeno liquido e solubilità dell'elemento praticamente nulla allo stato solido.

Inoltre, mentre l'alluminio e le sue leghe fondono a circa $600\div 650^\circ C$, l'ossido fonde a $2050^\circ C$ ed è più pesante dell'alluminio. Di conseguenza, si verificano difficoltà per la fusione del materiale e pericoli di inclusioni di ossido nel giunto, che si manifestano sotto forma di film o veli (contenenti quasi sempre ossidi idrati) e che costituiscono indesiderabili incollature nel cordone di saldatura.

Per contrastare queste caratteristiche, data l'elevata conducibilità termica delle leghe, la saldatura dell'alluminio e delle sue leghe deve ricorrere all'impiego di sorgenti termiche potenti e concentrate (processi ad alta densità di energia: saldatura a fascio elettronico o laser) in grado di realizzare la fusione con rapidità, per ridurre le dispersioni di calore lontano dal cordone di saldatura e, quindi, anche le deformazioni.

Va rimarcato che le leghe *Al-Li* hanno una conducibilità più bassa di quella delle leghe classiche concorrenti (dal 30% al 50% in meno) [14]; pertanto, il requisito sull'elevata densità di potenza è meno critico e quindi le saldature *Al-Li* soffrono più raramente di difetti di mancanza di fusione rispetto ai materiali tradizionali. Invece, l'elevato coefficiente di dilatazione termica delle leghe *Al-Li*, al pari delle altre leghe di Al, causa delle distorsioni termiche che possono essere notevoli. Ed ancora, poiché un'efficace protezione contro l'ossidazione può essere realizzata solo in vicinanza del bagno di fusione mentre la saldatura comporta un riscaldamento anche del materiale che precede la sorgente stessa, è evidente che la sorgente termica si troverà sempre in presenza di ossido anche se i materiali sono stati inizialmente ben puliti.

La rimozione dell'ossido è molto difficile per via chimica (flussi o scorie) mentre è constatato che, nell'impiego della saldatura sotto protezione di gas inerte (procedimenti di saldatura TIG e MIG), il flusso di ioni ed elettroni dall'elettrodo al bagno di fusione ed al materiale base adiacente realizza la frantumazione e la rimozione dell'ossido quando la polarità della corrente è inversa (cioè, quando il polo positivo collegato all'elettrodo). La rimozione e la pulitura superficiale devono essere particolarmente accurate nel caso delle leghe *Al-Li*, perché il Li sembra favorire l'assorbimento d'idrogeno nel liquido.

Il ritiro di solidificazione (che è dell'ordine del doppio rispetto a quello delle leghe ferrose) e l'ampio intervallo di solidificazione possono portare alla formazione di cricche nel cordone di saldatura: s'impongono cautele nella conduzione del processo e nella scelta del metallo di apporto (*filler*) [15]. In letteratura vi sono scarse informazioni circa lo sviluppo di *filler* specializzati per leghe *Al-Li*: unico dato sicuro riportato è quello per la lega 2195, in Tabella 2.10, (*filler* 049), la cui composizione è molto simile a quella del metallo base, cioè è più ricca in rame Cu (circa 5% contro 4,7%) e più povera in Li (circa 1,1% contro 1,3%). Unica

sostanziale differenza è il tenore di Ti (nel filler 0,09% invece di 0,03% del metallo base) molto più alto nel metallo di apporto per esaltare l'azione di affinamento del grano nella zona fusa.

ELEMENTO CHIMICO	VALORE (% in peso)
Silicio Si	0.03
Ferro Fe	0,04
Rame Cu	4,7
Manganese Mn	-
Magnesio Mg	0.4
Titanio Ti	0.03
Argento Ag	0.4
Litio Li	1.3
Zirconio Zr	0.14
Altri Elementi, in Totale	-
Alluminio Al	Restante Parte

Tabella 2.10 *Composizione Chimica Lega Al-Li 2195*

Poiché le leghe *Al-Li* sono utilizzate in applicazioni dove la resistenza meccanica è sempre un requisito fondamentale, e poiché le caratteristiche tensili della giunzione risentono fortemente della storia termica, vi è da tenere conto del fatto che la resistenza a trazione in direzione trasversale al cordone e alla zona termicamente alterata (HAZ, ovvero *Heat Affected Zone*) è in ogni caso inferiore a quella del metallo base. Infatti, durante la saldatura in quelle regioni, si raggiungono temperature che vanno da quella del liquido (cordone) a valori di poco al di sotto della formazione di liquido o della formazione di una soluzione solida completa nell'Al (HAZ). I precipitati rafforzanti tendono a dissolversi (δ') o ad accrescersi (S' e $T1'$), diventando in quest'ultimo caso sovra invecchiati e poco efficienti nel contrastare il movimento delle dislocazioni. E' da tener presente che nel successivo raffreddamento, una riprecipitazione è possibile, soprattutto nella fase δ' che consente una parziale recupero delle caratteristiche meccaniche del giunto. La resistenza finale è così di solito superiore a quella delle leghe di Al convenzionali e l'efficienza del giunto (misurata come rapporto percentuale fra la resistenza a trazione trasversale del cordone e quella del metallo base) è dell'ordine del 50% - 60% (rif.

Tabella 2.9). È comunque possibile-se le dimensioni della struttura saldata lo consentono-incrementare di poco le caratteristiche meccaniche dei giunti con trattamenti termici successivi, per precipitazione degli elementi Cu, Mg e Li sotto forma di fasi rafforzanti, entrati in soluzione solida nella matrice durante il riscaldamento di saldatura e non precipitati nel corso del successivo raffreddamento.

Recentemente si è diffuso l'impiego della *Friction Stir Welding* come nuova tecnologia di giunzione delle leghe di Al ad alta resistenza. Si ottiene la saldatura allo stato solido e con apporti termici notevolmente più bassi rispetto ai procedimenti convenzionali. Questo processo si è rapidamente affermato nell'arco dell'ultimo decennio per la sua capacità di rendere possibili saldature tra leghe non saldabili per fusione, senza i problemi associati ai procedimenti convenzionali precedentemente illustrati.

In questi casi, infatti, il metodo *FSW* evita che si creino problemi di cricatura a caldo, porosità o distorsioni della struttura.

Anche le leghe *Al-Li* si sono giovate di questo procedimento innovativo. In Tabella 2.11 sono riportati alcuni dati di letteratura [16,17,18] per la lega *Al-Li 2195* sulla resistenza (UTS) di saldature ottenute mediante procedimenti convenzionali (Saldatura ad Arco e con Fascio Elettronico) e mediante *FSW*. Considerato che, tra le leghe strutturali classiche, quella ritenuta la più adatta ad essere saldata è la *2219-T8* (efficienza del 59% mediante procedimento di saldatura ad arco) si conclude (per confronto con i dati in Tabella 2.11) che la saldabilità della lega *2195*, e più in generale delle leghe *Al-Li*, ha un'efficienza confrontabile a parità di procedimento di saldatura e superiore se viene adottata la tecnologia *FSW*.

PROCESSO	FILLER	UTS (MPa) CORDONE	UTS (MPa) METALLO BASE	EFFICIENZA %	SALDATURA
Saldatura ad Arco (singola passata)	<i>Filler 049</i>	315	605	52	Convenzionale
Saldatura ad Arco (multi- passata)	<i>Filler 049</i>	360	605	60	Convenzionale
Fascio Elettronico	N.A.	330	605	55	Convenzionale
<i>FSW</i>	N.A.	430	605	67	Calda
<i>FSW</i>	N.A.	401	605	75	Fredda

Tabella 2.11 *Caratteristiche tensili trasversali ed efficienza di giunzioni in lega 2195 realizzate mediante procedimenti convenzionali e mediante FSW (le designazioni “calda” e “fredda” si riferiscono a particolari combinazioni di velocità di rotazione ed avanzamento dell’utensile che portano a relativamente basse o alte introduzioni di energia termica nel metallo).*

Di seguito, i vantaggi principali della tecnica di saldatura *FSW* rispetto ai procedimenti convenzionali:

- la possibilità di evitare la rimozione dell'ossido;
- la migliore resistenza meccanica dei giunti rispetto alla saldatura per fusione ad arco;
- la grande ripetibilità dei risultati;
- l'assenza di materiale d'apporto;
- il notevole incremento delle prestazioni del giunto in regime dinamico.

Per contro, al momento attuale si presentano alcuni “relativi” svantaggi:

- il costo elevato delle licenze d'uso in ambito industriale e delle attrezzature;
- la necessità di preparazioni molto accurate per l’attrezzaggio delle parti da saldare;
- la necessità di un supporto meccanico del giunto, per evitarne lo sfondamento del *pin*;
- la limitata varietà nelle tipologie di giunto realizzabile, con particolare riferimento ai giunti in 3D.

La *FSW* è un processo di tipo termo-meccanico, quindi i parametri da cui dipende la riuscita della giunzione sono in gran parte diversi da quelli tipici delle saldature per fusione.

Durante la messa a punto del processo, bisogna individuare l'insieme corretto dei parametri e delle operazioni di saldatura, quali:

- geometria dell'utensile;
- angolo di inclinazione dell'utensile, "*tilt*";
- velocità di rotazione dell'utensile, V_r oppure ω ;
- profondità di penetrazione dell'utensile rispetto allo spessore del giunto;
- velocità di avanzamento, V_a (velocità di saldatura);
- forza verticale, F_v ;
- l'attrezzaggio, ovvero il bloccaggio delle parti da saldare.

In base a questi dati ed ai materiali da saldare, si determina anche la temperatura del materiale durante la saldatura per la caratterizzazione del giunto. Nei paragrafi seguenti, in questo Capitolo, vengono esaminati l'influenza dei trattamenti termici *pre* e *post* saldatura sui giunti testa a testa in lega 2198, e come parametri di saldatura la geometria dell'utensile e l'angolo di *tilt*. Si rimanda ai Capitoli successivi l'impatto sulla qualità del giunto degli altri parametri di processo sopra elencati.

2.3.1 Saldatura *FSW* e Metallurgia dei Giunti Testa a Testa in Lega 2198

Durante il processo di saldatura *FSW*, il materiale viene deformato plasticamente e, a seguito di fenomeni di attrito, raggiunge temperature sufficienti a renderlo molto plastico. Ciò si realizza mediante un utensile costituito da un “*pin*” (punta) che viene posto in rotazione e penetra nel metallo, e dal “*shoulder*”(spalla) dell’utensile (Figura 2.3) che ruotando solidalmente con il *pin* forgia la superficie delle due piastre da saldare, giunte tra di loro mediante configurazione testa a testa (*butt joint* in Figura 2.4).

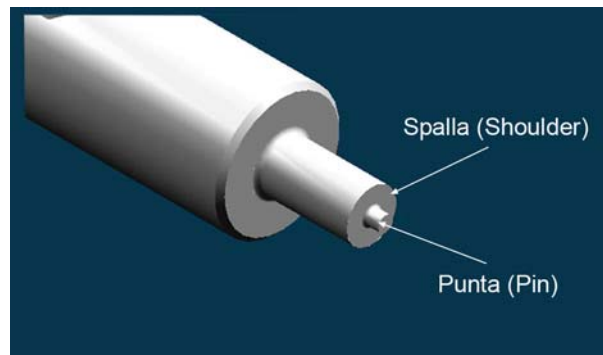


Figura 2.3 Geometria di un Utensile per FSW

Il calore ed il flusso plastico derivanti dalla rotazione dell’utensile producono significative modificazioni microstrutturali che portano alla locale variazione delle proprietà meccaniche del materiale in corrispondenza della giunzione.

Le modificazioni microstrutturali e delle caratteristiche meccaniche dipendono principalmente dal flusso termico che, a sua volta, è correlato ai parametri di saldatura scelti come la forma geometrica, le dimensioni del *pin*, la dimensione della spalla, la velocità di rotazione e quella di avanzamento dell’utensile.

La microstruttura derivante da questo processo consiste in una zona centrale (nocciolo o “*Nugget*”) a contatto con l’azione meccanica del *pin*, una zona termo-meccanicamente alterata (ZTMA) e una zona termicamente alterata (ZTA).

È stata condotta un'indagine macrografica per lo studio del flusso del materiale metallico che si attua durante il processo *FSW* con l'impiego di un opportuno marcatore in ottone in Figura 2.4.

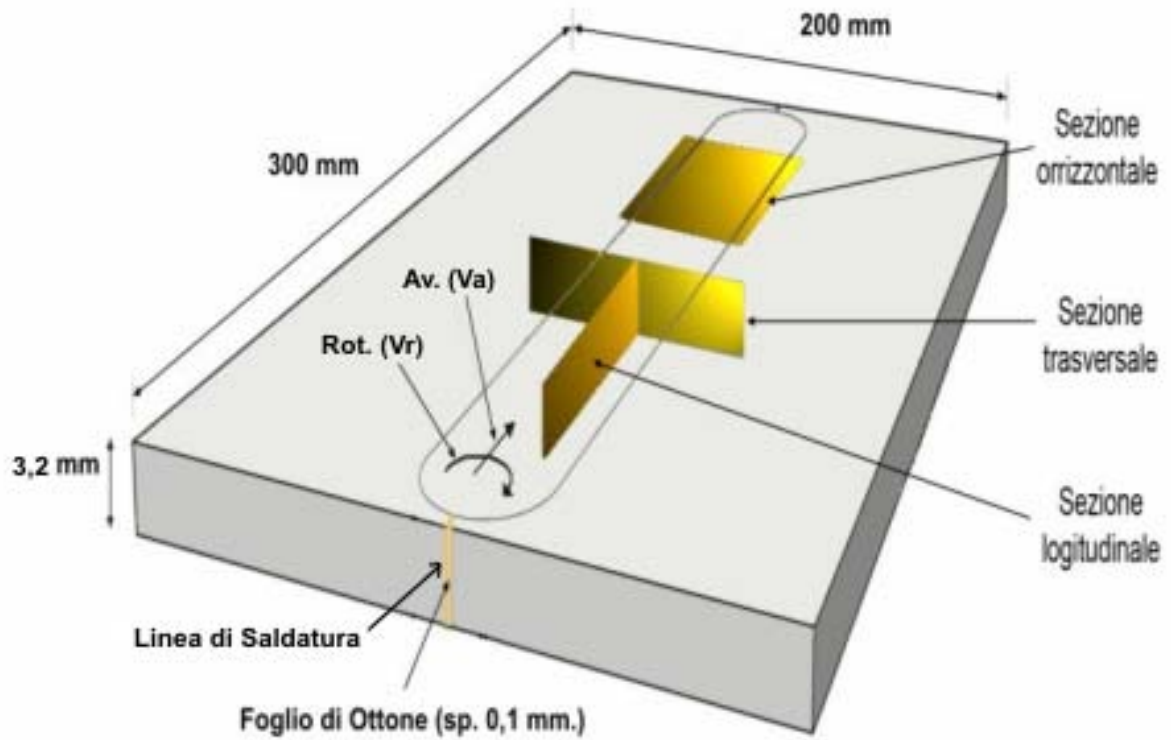


Figura 2.4 Indagine del Flusso di Materiale nei Giunti Saldati FSW mediante Marcatore

Come mostrato in Figura 2.4, il marcatore è stato posizionato tra i lembi di materiale in lega 2198 T851 da saldare in configurazione *butt joint*.

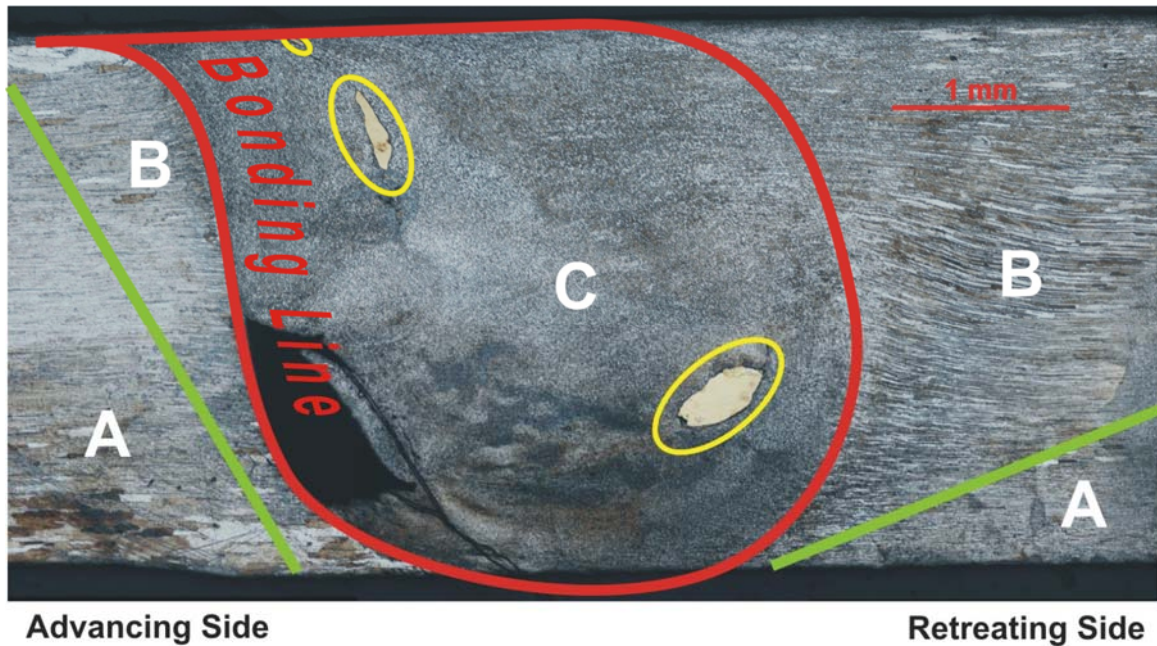


Figura 2.5 Ingrandimento 50X - Andamento del Flusso evidenziato dal Marcatore in una Giunzione Testa a Testa (Lega Al-Li 2198 saldata allo stato T351 e successivamente portata allo stato fisico T851; $V_a=225$ mm/min, $V_r= 700$ RPM e $F_v=6,386$ kN)

In figura 2.5 è riportata una macrografia della sezione trasversale di un giunto in cui si evidenzia lo spostamento della linea di saldatura (*welding line*) verso l'*advancing side* (A.S.) e sono indicati l'*Advancing Side* (A.S., vettori V_r e V_a concordi) ed il *Retreating Side* (R.S., vettori V_r e V_a discordi).

Dalla micrografia, in figura 2.5, è possibile individuare tre zone del giunto saldato (Figura 2.6):



Figura 2.6 Classificazione delle Zone di Saldatura nel Giunto

- zona “A” termicamente alterata (ZTA): parte nella quale il ciclo termico di saldatura ha causato un’alterazione della microstruttura e delle proprietà meccaniche del materiale. Assenza del marcatore;
- zona “B” termo-meccanicamente alterata (ZTMA): area in cui il materiale ha subito sia deformazione plastica sia riscaldamento; è possibile distinguere una linea di separazione (linea di saldatura) tra il *Nugget* (zona “C”) e la ZTMA al lato A.S. La linea di saldatura spostata (*Bonding Line*), in prossimità della quale si posizionano i frammenti del marcatore (evidenziati con cerchi gialli), rappresenta la zona di debolezza del giunto (forte discontinuità nelle proprietà meccaniche). Assenza del marcatore;
- *Nugget* “C”: in questa zona i frammenti del marcatore (evidenziati con i cerchi gialli) hanno subito uno spostamento dalla *welding line* verso l’*Advancing Side* ed una rotazione in senso antiorario. E’ possibile quindi ipotizzare uno spostamento del materiale plasticizzato dal *retreating side* verso l’*Advancing Side*; tale spostamento risulta più accentuato in prossimità della superficie superiore del giunto, in quanto viene favorito dall’effetto di trascinamento della spalla (Figura 2.7).



Figura 2.7 *Andamento del Flusso Plastico dal Retreating Side verso l’Advancing Side*

Generalmente, nella zona “C” del “Nugget” si verificano fenomeni di ri-cristallizzazione dinamica che comportano la formazione di una microstruttura a grani fini ed equiassici come quella in Figura 2.8.

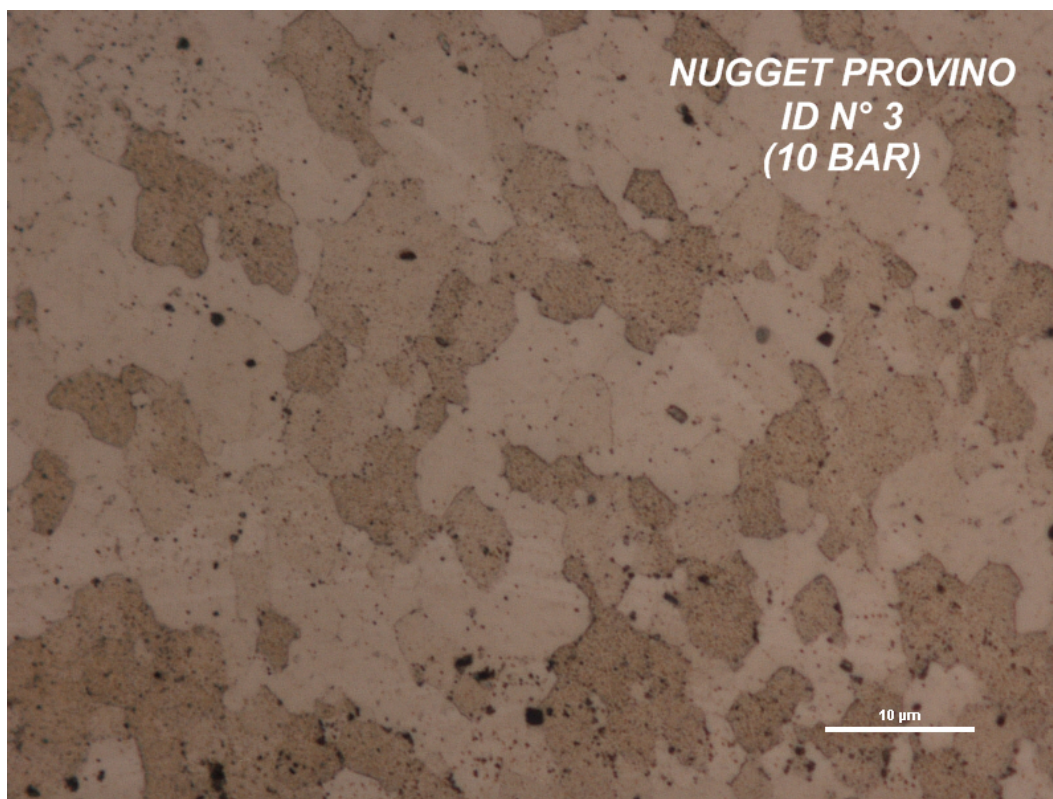


Figura 2.8 Ingrandimento 1000X – Area Nugget del Provino ID N° 3 (rif. Tabella 2.12)

Le Figure 2.8 e 2.9 evidenziano la microstruttura dell’area *Nugget* di *butt joints*, dopo preparazione metallografica della superficie in accordo alla *ASTM E 3* (Tabella 2.12), costituita da grani di “*Grain Size*”, G, N° 11÷ 13 (rif. *ASTM E 112 “Standard Test Methods for Determining Average Grain Size”*), ovvero con dimensione media del diametro dei grani compresa tra 4,0 µm e 5,6 µm.

La determinazione della dimensione dei grani è stata eseguita in accordo alla procedura planimetrica (rif. *ASTM E 112*) utilizzando il sistema per analisi di immagine “*NIS – ELEMENT 3.1*”.


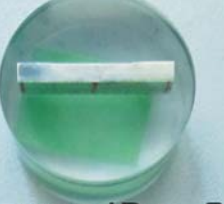

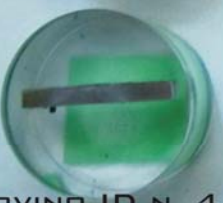
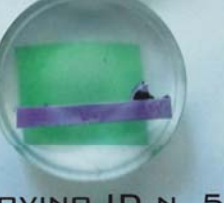




Pressione: 10 bar		Va [mm/min]		
		150	225	300
ω [rpm]	900	 PROVINO ID N. 1	 PROVINO ID N. 2	 PROVINO ID N. 3
	700	 PROVINO ID N. 4	 PROVINO ID N. 5	 PROVINO ID N. 6
	500	 PROVINO ID N. 7	 PROVINO ID N. 8	 PROVINO ID N. 9

Tabella 2.12 Preparazione Metallografica in accordo alla ASTM E 3 di provini butt joints in lega 2198 T851 saldati con i parametri riportati in Tabella (a tutti i provini è stata applicata Pressione (Forza Verticale) costante pari a 10 bar (6,386 kN))

Un'ulteriore conferma della misura della dimensione dei grani si ottiene confrontando la griglia, in Figura 2.9, per misure di G N° 8 (corrispondente ad una dimensione media dei grani pari a 22,5 μm, rif. Tabella 4 dell'ASTM E 112) utilizzata per micrografie con ingrandimento 100X, con la microstruttura dell'area *Nugget* sottostante; per comparazione si nota che il diametro medio dei grani nell'area *Nugget* è molto più piccolo di quello corrispondente a G N° 8.



Figura 2.9 Esempio di Area Nugget (Ingrandimento 100X) di un Giunto in lega 2198 T851 con Grain Size N°12,7 (Giunto ID N° 6, rif. Tabella 2.12)

Nella zona di alterazione termo-meccanica (ZTMA) si riscontrano fenomeni di deformazione plastica e recupero, che determinano la formazione di una struttura mista nella quale i grani cristallini originari (di forma allungata quando sono saldate piastre ottenute per laminazione) coesistono con cristalli di forma tondeggiante, ed all'interno della quale, si riscontra un incremento della concentrazione delle dislocazioni con formazione di bordi di grano a basso angolo.

Dalle micrografie in Figura 2.10, 2.11 e 2.12, si può notare come la *Thermo-Mechanically Affected Zone* (TMAZ) sia interessata da intense deformazioni della microstruttura all'interfaccia tra la zona del *nugget* e il materiale esterno a quest'area è tale da non subire ricristallizzazione dinamica completa.

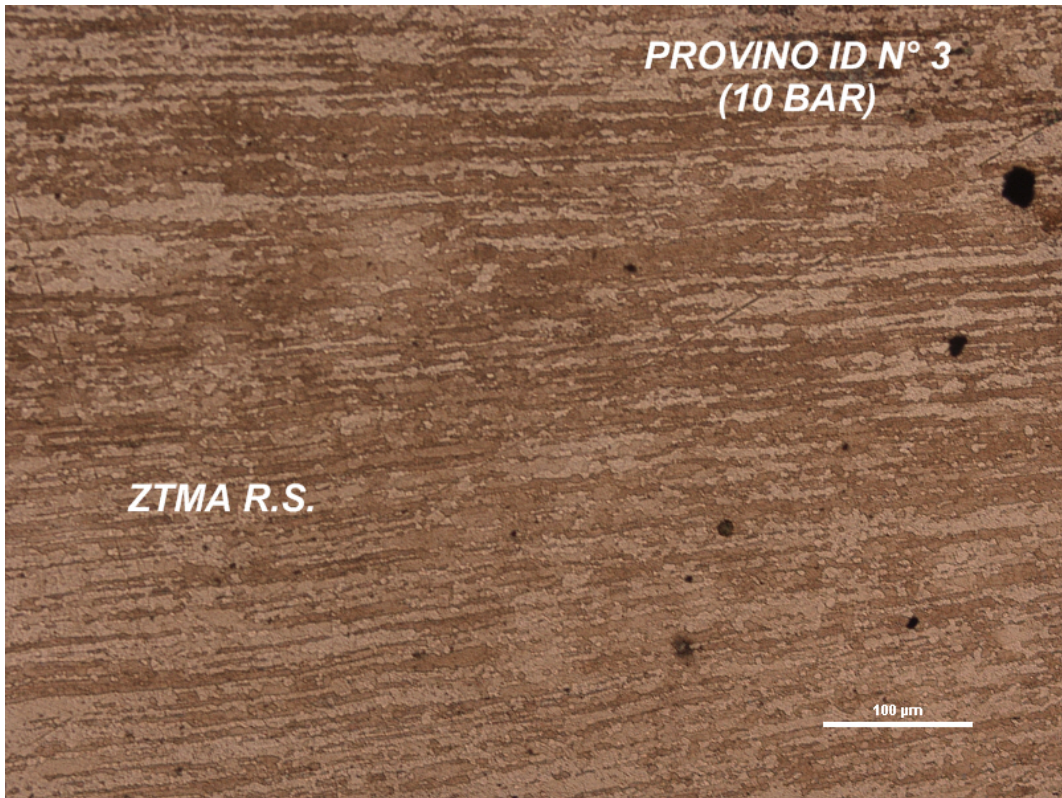


Figura 2.10 *Ingrandimento 100X – Area ZTMA su Retreating Side (R.S.) del Provino ID N° 3 (rif. Tabella 2.12)*

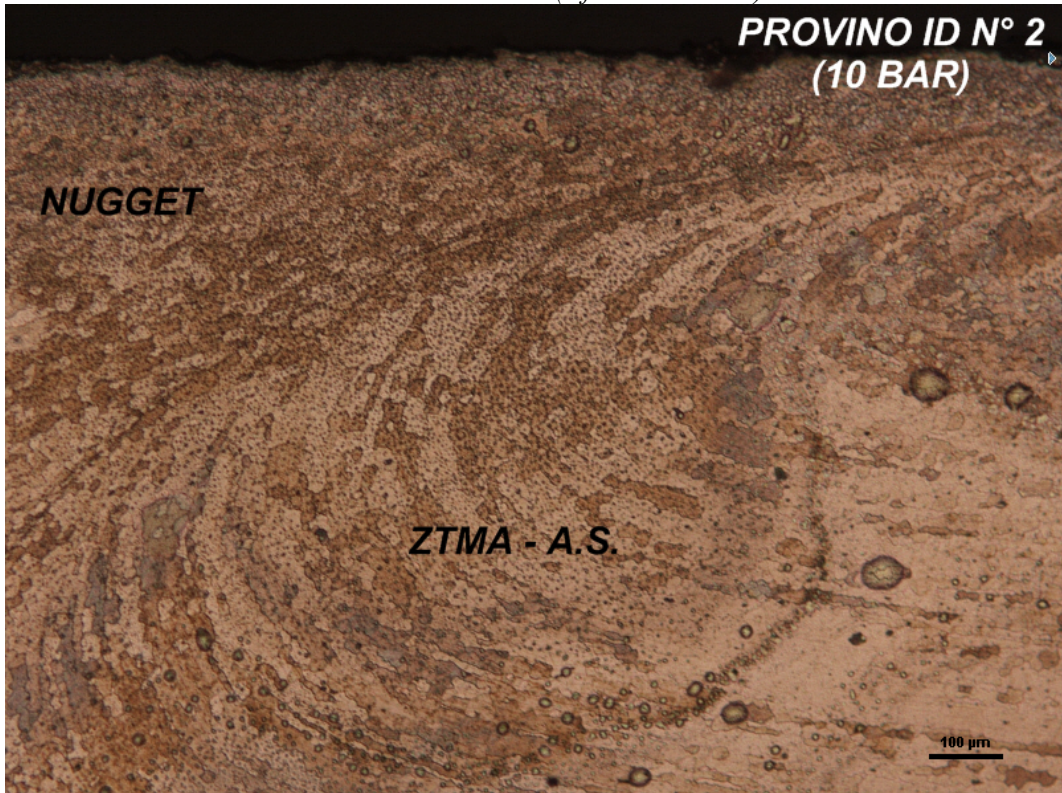


Figura 2.11 *Ingrandimento 200X – Area ZTMA su Advancing Side (A.S.) del Provino ID N° 2 (rif. Tabella 2.12)*

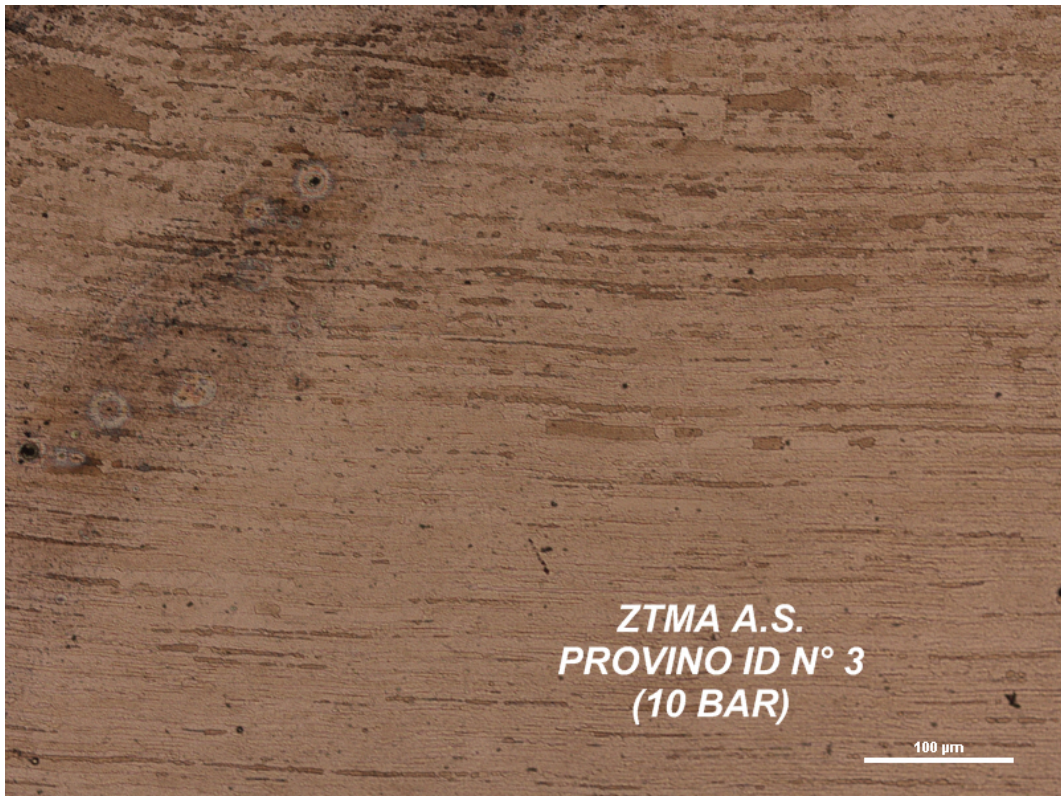


Figura 2.12 *Ingrandimento 100X – Area ZTMA su Advancing Side (R.S.) del Provino ID N° 3 (rif. Tabella 2.12)*

Nella zona ZTA termicamente alterata (Figura 2.13), le modificazioni strutturali conseguenti al riscaldamento dipendono principalmente dalla temperatura raggiunta (ovvero dalla velocità di riscaldamento) e dalle condizioni del materiale prima della saldatura (stato di trattamento termico e di incrudimento). Nel caso della lega 2198, dal confronto con le macrografie rispettivamente della ZTA e del Materiale Base (Figure 2.13 e 2.14), si può notare come non vi sia alcuna differenza nella struttura dei grani e nella loro dimensione rispetto al materiale base. La natura della lega oggetto dello studio, 2198 T851 che è induribile per precipitazione, è tale che l'esposizione termica subita durante il processo provoca, in questa zona, dissoluzione e accrescimento dei precipitati indurenti e una conseguente riduzione della durezza della struttura; in tal senso, un riscontro si avrà dalle prove di microdurezza (rif. Figure 2.19 e 2.20).



Figura 2.13 *Ingrandimento 100X – Area ZTA su Advancing Side (A.S.) del Provino ID N° 3 (rif. Tabella 2.12)*



Figura 2.14 *Ingrandimento 100X – Area Materiale Base del Provino ID N° 3 (rif. Tabella 2.12)*

I profili di durezza e la variazione delle caratteristiche meccaniche, osservati muovendosi sulla superficie del materiale nella direzione trasversale rispetto al cordone di saldatura (Figura 2.15), dipendono non solo dai parametri di processo adottati ma anche dal tipo di lega o di leghe saldate.



Figura 2.15 Macrografia (Ingrandimento 20X) Provino ID N° 2 (rif. Tabella 2.12)

In linea di massima si possono distinguere due situazioni a seconda che vengano saldate:

- Leghe da incrudimento: nelle quali le proprietà di resistenza e durezza possono essere aumentate solamente con una lavorazione plastica a freddo (appartengono a questa categoria, oltre all'alluminio puro, le leghe alluminio - manganese e quelle alluminio – magnesio);
- Leghe da trattamento termico (ovvero rafforzate mediante precipitazione): nelle quali le stesse proprietà possono essere ulteriormente migliorate attraverso un fenomeno di invecchiamento. Appartengono a questo tipo le leghe alluminio-litio come *la AA 2198*.

Leghe da incrudimento

In questo caso nella zona *Nugget*, a causa dell'azione meccanica del *pin*, si ha la formazione di cristalli equiassici di piccole dimensioni, anche in conseguenza di processi di ricristallizzazione dinamica. Di frequente questa microstruttura comporta un incremento rispetto al materiale base della resistenza allo snervamento (YS) ed a rottura (UTS) in conseguenza dell'affinazione del grano (d) e, almeno nel caso di leghe che non hanno subito precedentemente alla saldatura incrudimento rilevante per deformazione plastica, incremento di durezza in accordo con la legge di Hall-Petch:

$$YS = \sigma_0 + k/(d^{1/2})$$

essendo:

- YS: tensione di snervamento;
- σ_0 e k : costanti sperimentali che dipendono dal materiale;
- d : dimensione del grano.

$$HV = HV_0 + h/(d^{1/2})$$

essendo:

- HV: Durezza del materiale;
- HV_0 e h : costanti sperimentali che dipendono dal materiale;
- d : dimensione del grano.

Nel caso di leghe fortemente incrudite prima della saldatura, la ricristallizzazione del “*Nugget*” può addirittura ridurre la durezza del materiale in questa zona, mentre nel caso di leghe che comunque contengono fasi indurenti (come nel caso delle leghe del tipo 5000, con magnesio

come soluto) l'effetto dell'affinazione del grano e della ricristallizzazione conseguenti alla saldatura possono avere effetti secondari sulle caratteristiche meccaniche del materiale.

Nella zona alterata termo-meccanicamente (ZTMA) ha effetto rilevante l'aumento della concentrazione delle dislocazioni, mentre nella zona più distante dalla saldatura e solo termicamente attivata (ZTA) si riscontra in genere un addolcimento dovuto alla crescita del grano.

Leghe da trattamento termico

In questo caso gli effetti della saldatura *FSW* dipendono in misura significativa dallo stato di trattamento pre-saldatura, nonché dagli effetti che il riscaldamento può avere nelle varie zone sui precipitati indurenti. A tale proposito sono determinanti gli effetti sulla microstruttura della velocità di riscaldamento e quindi della massima temperatura raggiunta (che a loro volta dipendono dai parametri di processo), nonché della velocità di raffreddamento.

In generale, la temperatura raggiunta nelle varie zone deve essere confrontata con la "temperatura di *solvus*" (rif. Figura 2.18) delle fasi indurenti (zone di GP "*Guiner Preston*" e precipitati metastabili) e con la temperatura di fusione di eutettici più o meno complessi:

- Se viene superata la temperatura di *solvus*, le fasi indurenti si sciolgono nella matrice per poi precipitare al raffreddamento (dopo la saldatura) formando fasi indurenti con struttura, distribuzione e dimensioni dipendenti dalla velocità di raffreddamento medesima;
- Se la temperatura di *solvus* non è raggiunta, i precipitati indurenti metastabili e semicoerenti con la matrice possono aumentare di dimensioni ed evolvere verso il precipitato stabile (superinvecchiamento e conseguente diminuzione di resistenza) oppure le zone di GP possono evolvere verso precipitati metastabili (rafforzamento per invecchiamento artificiale)

- Se si raggiunge localmente la temperatura di fusione degli eutettici (generati da matrice e precipitati indurenti) si osservano micro-fusioni ai bordi di grano.

Nei casi più frequenti, in corrispondenza della zona *Nugget* su cui agisce il *pin*, sono prevalenti i fenomeni di affinazione del grano e di ri-cristallizzazione dinamica, il che può comportare un modesto incremento di resistenza e durezza su materiali non incruditi e non invecchiati artificialmente. L'affinazione del grano può inoltre predisporre il materiale a comportamenti superplastici (quanto meno a caldo).

Nella zona ZTMA che subisce alterazione sia termica che meccanica di solito, l'aumento della concentrazione delle dislocazioni con formazione di bordi di grano a basso angolo, la parziale affinazione del grano, la crescita dei precipitati indurenti e l'evoluzione delle zone GP verso precipitati metastabili, può comportare un aumento o una diminuzione di resistenza. In questa zona frequentemente si osservano valori di discontinuità della durezza rispetto ad altre parti adiacenti del materiale.

Nella zona ZTA, alterata termicamente, normalmente la crescita dei precipitati fa decrescere progressivamente la durezza man mano che ci si allontana dalla linea di saldatura.

In conclusione, la microstruttura conseguente a operazioni di *FSW* dipende da numerosi fattori: modalità di esecuzione della saldatura, tipo di leghe saldate, stato metallurgico della lega prima della saldatura.

I profili di durezza trasversalmente alla *Welding Line*, come pure le caratteristiche meccaniche nelle varie zone del *compound* saldato, variano in modo non regolare e difficilmente prevedibile a priori.

2.3.2 Trattamenti Termici *Pre e Post-Saldatura FSW* di *Butt Joints* in Lega

2198

Per comprendere i fenomeni dei cambiamenti microstrutturali che avvengono nelle varie zone del giunto durante il processo di saldatura, la lega *Al-Li 2198* per semplificazione viene assimilata al sistema *Al-Cu*; tale lega è normalmente sottoposta ad invecchiamento naturale o artificiale dopo solubilizzazione e tempra di soluzione (Figura 2.16).

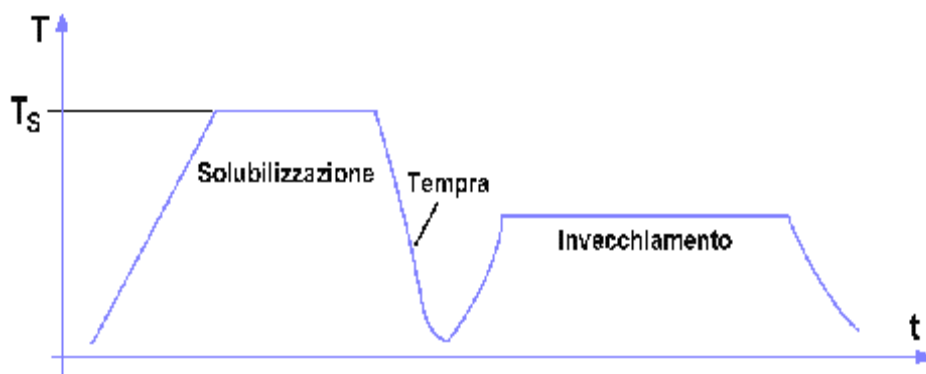


Figura 2.16 Stadi del Precipitation Hardening

Durante l'invecchiamento per il sistema *Al-Cu* si possono susseguire le seguenti trasformazioni (Figura 2.17):

Soluzione solida soprassatura \rightarrow zone di G.P. \rightarrow zone di G.P. II (o fase θ'') \rightarrow fase θ' (Al_2Cu)
 \rightarrow precipitato di equilibrio θ

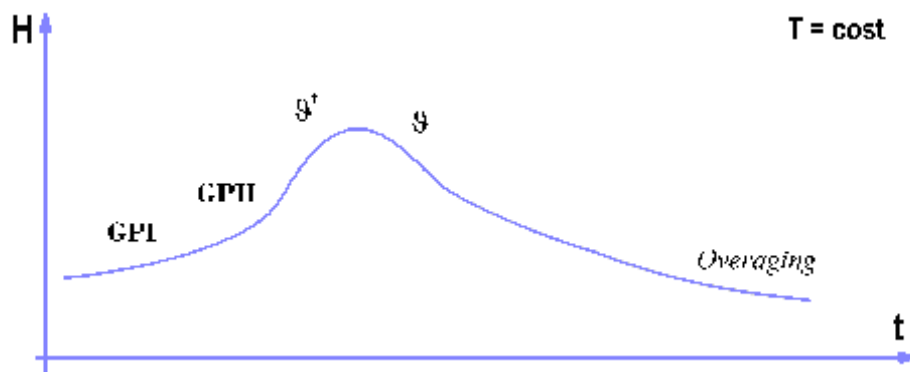


Figura 2.17 Invecchiamento: Curva Durezza - Tempo (Temperatura $T =$ costante)

Zone di G. P. (Guiner Preston) : sono zone in cui si hanno piccole aggregazioni (*clusters*) di soluto Cu che si formano nella soluzione solida soprassatura con un meccanismo di decomposizione spinodale e crescono parallelamente ai piani (100) della matrice; si presentano in forma di placchette e non danno origine a picchi di diffrazione all'esame ai RX.

Zone di G. P. II: si originano per accrescimento delle zone G.P. e si presentano sotto forma di placchette. Questi precipitati metastabili (ovvero fase θ'') rappresentano i nuclei per la formazione delle fasi precipitate.

Fase metastabile θ' : il passaggio da zone G.P. II a questa fase metastabile implica la variazione del reticolo tetragonale; questa fase è semi-coerente con la matrice.

Fase stabile θ : è la fase più stabile termodinamicamente, e quindi quella che compare nel diagramma di fase. Essa presenta stechiometria Al_2Cu .

Il trattamento termico di invecchiamento naturale (a temperatura ambiente) comporta la formazione delle zone G.P. che rafforzano il materiale introducendo stati di stress residuo dovuti alla distorsione del reticolo nelle zone dove si concentrano gli atomi del soluto Cu (che presenta minori dimensioni rispetto agli atomi di Al).

Il trattamento termico di invecchiamento artificiale (a temperature comprese tra 130 e 220°C, scelte in base al contenuto di Cu nella lega) comporta la formazione successiva di tutte le fasi metastabili.

Le caratteristiche meccaniche migliori si riscontrano con la presenza contemporanea delle zone G.P. II θ'' e della fase θ' , mentre la successiva formazione della fase stabile θ deve essere evitata (super-invecchiamento o *overaging* in Figura 2.17). Il diagramma di fase metastabile (che presenta le curve di *solvus* dei precipitati metastabili) fornisce lo strumento per selezionare la temperatura di invecchiamento (Figura 2.18): è opportuno non superare la temperatura di *solvus* delle zone G.P. II (fase θ'') che varia con il contenuto di Cu.

In particolare, per la *lega Alluminio Litio 2198* in esame (con % in peso di Cu pari a 3,2, rif. Tabella 2.1) il trattamento termico *post-welding* T8 è stato effettuato alla temperatura di 155°C ($\pm 2^\circ\text{C}$) (rif. Tabella 3.4 del Capitolo 3).

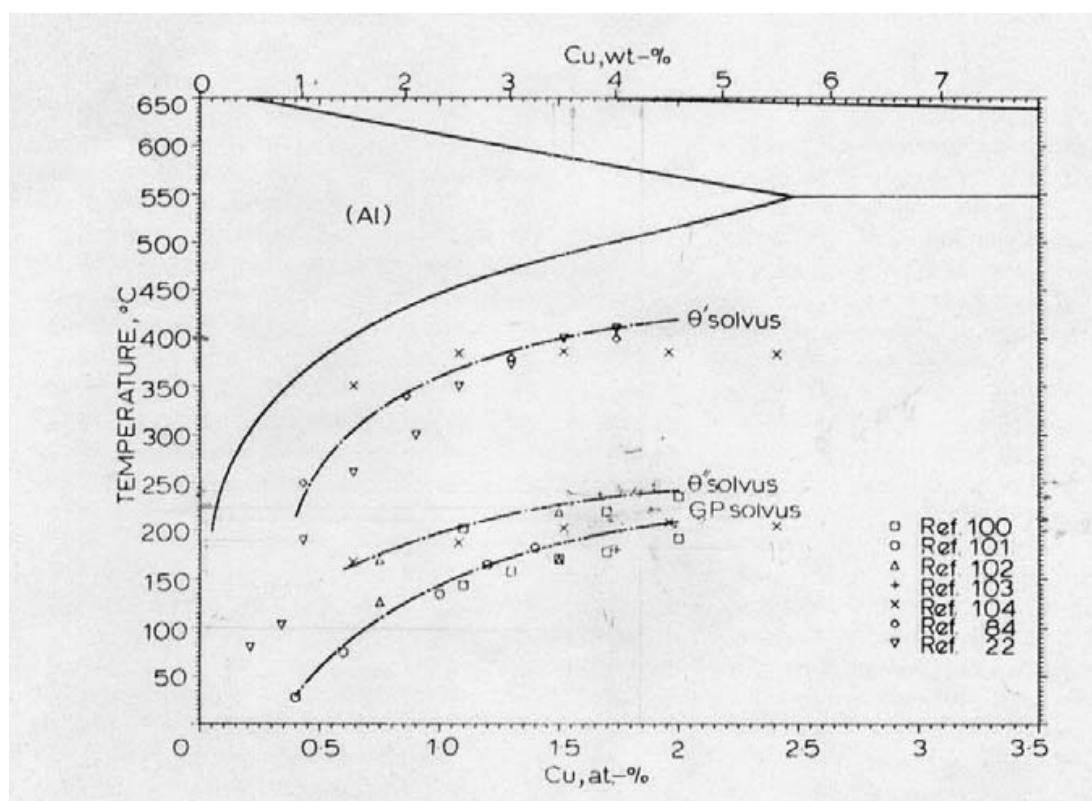


Figura 2.18 Porzione del Digramma di Stato Al-Cu comprendente le Curve di Solvus delle Fasi Metastabili: Zone di G.P., θ'' e θ' .

Le modificazioni microstrutturali del giunto *butt joint* in *lega 2198* (che intervengono durante l'invecchiamento artificiale di questa lega per portarla, post-saldatura, dallo stato fisico T3 a quello T8) sono state analizzate in modo indiretto mediante misure di microdurezza Vickers in accordo alla *ASTM E 92 "Standard Test Method for Vickers Hardness of Metallic Materials"* (carico applicato pari a 500 gr e tempo di applicazione carico di 10 sec).

Come si nota dalla Figura 2.20, i valori di microdurezza Vickers (HV) per la *lega 2198T851* sono mediamente superiori a quelli della stessa lega allo stato fisico T351 (Figura 2.19); questo dimostra che l'invecchiamento artificiale *post-welding* T8 ha modificato la microstruttura del

materiale mediante precipitazione intragranulare (*Precipitation Hardening*) di precipitati semicoerenti provocando l'indurimento della lega (rif. Par. 2.3: temperatura di *Solvus* superata). Nelle zona saldata (*Nugget*, *ZTMA* e *ZTA*) invece, per entrambe le condizioni fisiche della *lega 2198*, si ha un decadimento delle proprietà meccaniche della lega rispetto al materiale base, con valori di picco negativo in corrispondenza della *bonding line* al lato A.S. (si noti, dalla Figura 2.21, come nel *Nugget*, lato A.S., sia presente un difetto “*tunnel*” che contribuisce ulteriormente all'indebolimento della struttura in questa zona).

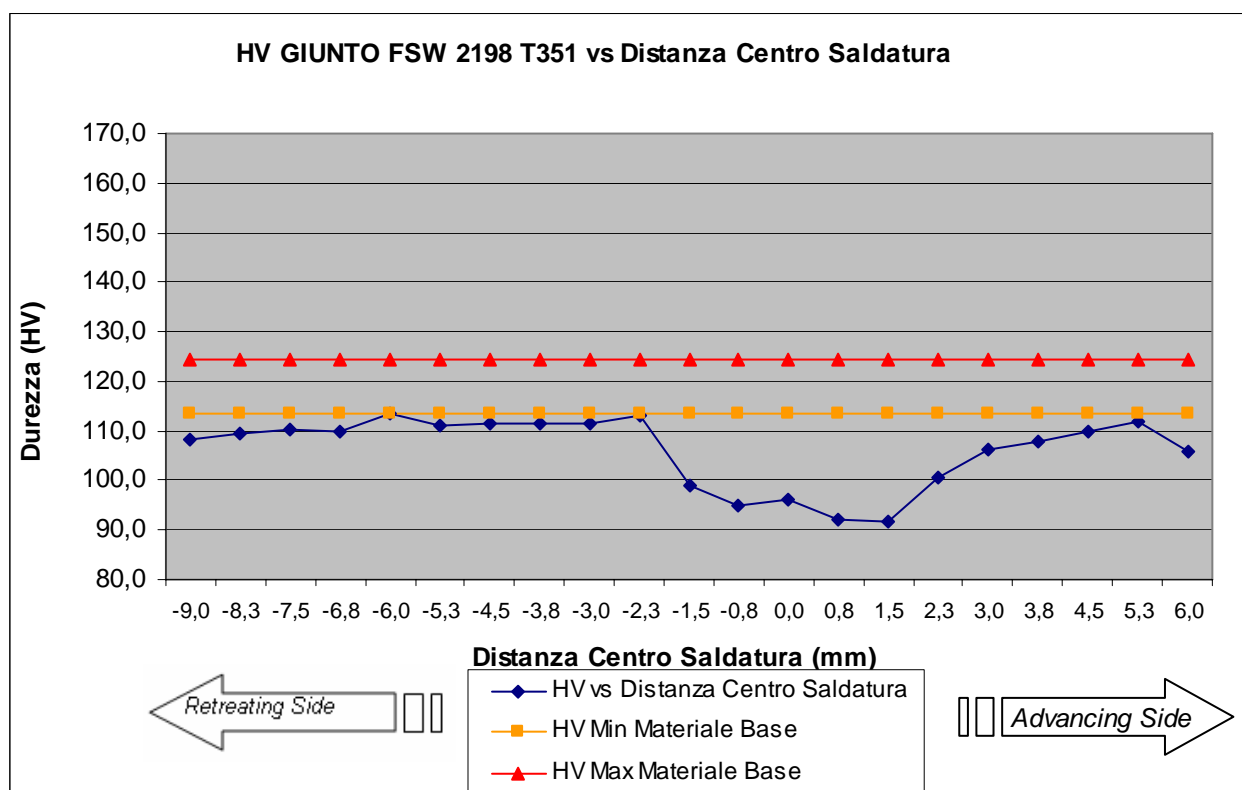


Figura 2.19 Andamento della Durezza (HV) vs Distanza dal Linea di Saldatura del Provino Butt Joint in lega 2198 T351, ID N° 9 (parametri di saldatura: $V_a = 300$ mm/min, $V_r = 500$ RPM, $F_v = 6,386$ kN; configurazione attrezzatura FSW (Macchina Utensile, Utensile, Attrezzo di Serraggio: rif. Par. 3.4 Capitolo 3))

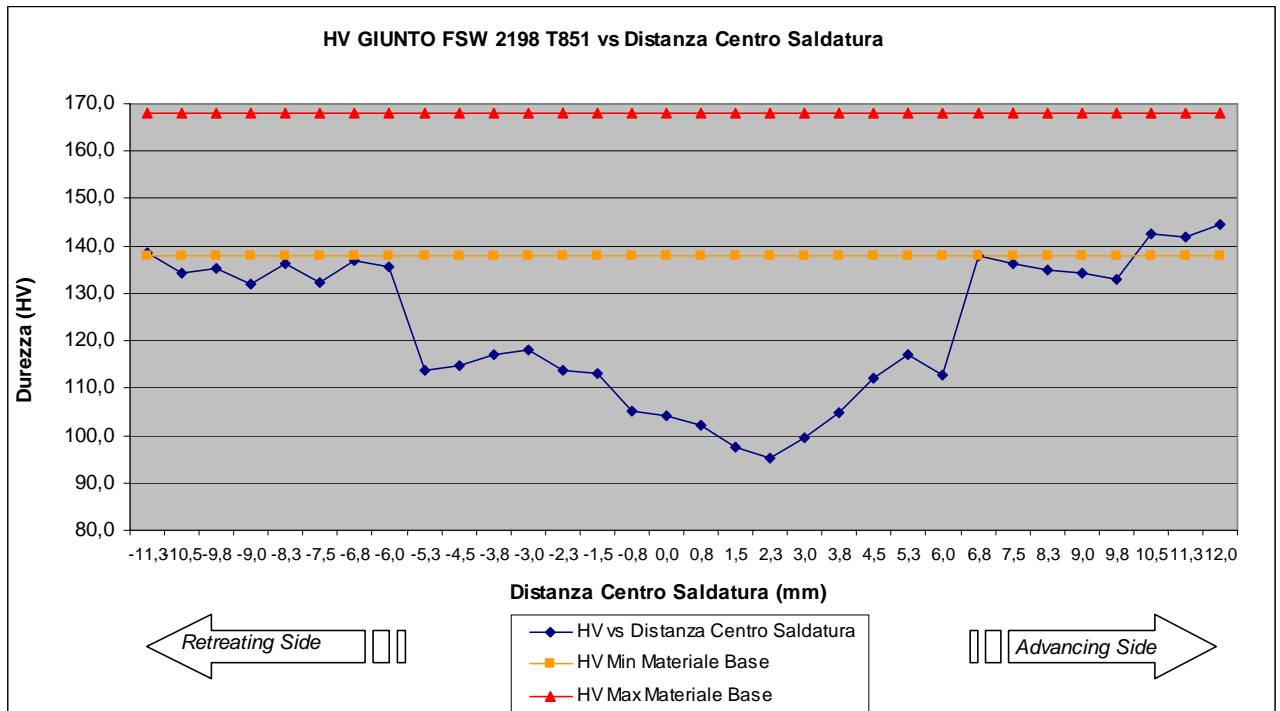


Figura 2.20 Andamento della Durezza (HV) vs Distanza dal Linea di Saldatura del Provino Butt Joint in lega 2198 T851, ID N° 9 (rif. Tabella 2.12; configurazione attrezzatura FSW (Macchina Utensile, Utensile, Attrezzo di Serraggio: rif. Par. 3.4 Capitolo 3))

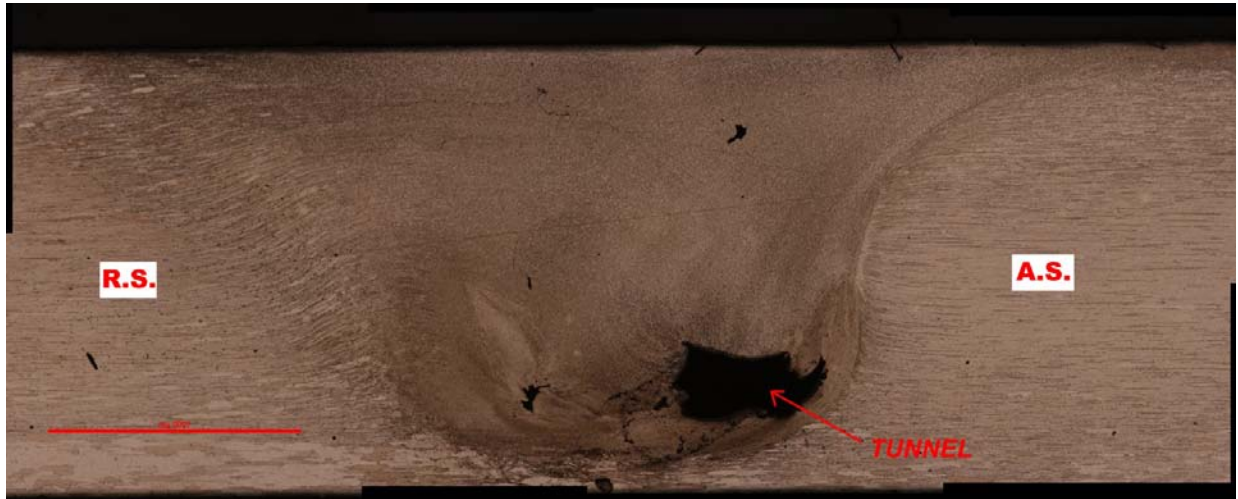


Figura 2.21 Macrografia (Ingrandimento 50X) Provino ID N° 9 (rif. Tabella 2.12)

Dall'andamento delle microdurezze Vickers, nelle Figure 2.19 e 2.20 e dall'esame della letteratura relativa a microstrutture e caratteristiche meccaniche derivanti dalla FSW di leghe

della serie 2000, emerge che le microdurezze variano in modo significativo con la distanza dal centro della saldatura. Per spiegare tale effetto bisogna considerare che:

- La massima temperatura raggiunta a distanze differenti dal centro della saldatura varia notevolmente, e di conseguenza, ciò induce una evoluzione della microstruttura (inizialmente omogenea) che è diversa a differenti distanze dalla linea di saldatura.
- Le varie strutture esistenti nel giunto (*Nugget*, ZTMA e ZTA) subiscono un processo di invecchiamento che, nel momento in cui diventa di super-invecchiamento o di ricristallizzazione completa, indebolisce localmente il materiale. Il processo di invecchiamento concomitante con la *FSW* dipende sia dalla distanza della linea di saldatura, sia dai parametri di processo adottati, sia dallo stato metallurgico iniziale del materiale.

Dall'analisi dei dati della letteratura e dei risultati ottenuti dalle prove sperimentali sulla *lega 2198* (prove microdurezza: Rif. Capitolo 4 - Par. 4.4.1- Figure 2.19 e 2.20; prove di trazione: rif. Capitoli 3 e 4), si evince anche che, qualunque sia lo stato di trattamento termico iniziale (ad esempio T3 o T8), la durezza e la resistenza meccanica della saldatura sono mediamente meno elevate di quelle del materiale nello stato pre-saldatura.

Inoltre risulta difficile, se non impossibile, progettare un trattamento termico post-saldatura in grado di migliorare le caratteristiche meccaniche del giunto in ogni sua zona (ZTMA, ZTA, *Nugget*).

Adottando diverse condizioni sperimentali per la saldatura delle *leghe della serie 2000*, si è riscontrata la formazione di una zona a minore resistenza in corrispondenza della zona di alterazione meccanica e termica al lato A.S., oppure al confine tra questa e il *Nugget*, ove si riscontra la frattura del materiale al termine di prove di trazione. Anche leghe particolarmente refrattarie a subire ricristallizzazione, come per *la 2198*, presentano alterazioni microstrutturali nelle zone ZTA e ZTMA e nel *Nugget* tali da far diminuire in modo significativo la resistenza

rispetto al materiale base. Dalle prove eseguite (rif. Tabella 3.5 e 3.6 del Capitolo 3) risulta, infatti, che le Temperature massime “Tmax”, nelle varie zone dei giunti in *lega 2198*, non raggiungano mai le Temperature di ricristallizzazione “Tc” del materiale (Tc varia approssimativamente da $\frac{1}{2}$ della Temperatura di fusione “Tf” della lega a $\frac{1}{3}$ di Tf [19, 20]), mantenendosi sempre al di sotto di 200 °C.

Da ciò consegue che, anche ottimizzando i parametri di processo (incluso la geometria dell’utensile utilizzato, rif. par. 2.5), le proprietà meccaniche dell’intero *compound* saldato, non possono raggiungere efficienza pari al 100%.

2.4 Geometria e Tipologie di Utensile

Come vedremo nel successivo Capitolo 3, migliorie al processo *FSW* per come è stato sviluppato e quindi conseguenti ottimizzazioni dei giunti, possono essere ottenute mediante un’opportuna progettazione della geometria dell’utensile in funzione del materiale da saldare e la relativa configurazione.

Per quanto riguarda la forma dell’utensile, devono essere opportunamente dimensionati:

- il diametro della spalla (*shoulder*);
- la lunghezza ed il diametro della punta (*pin*).

La spalla svolge due funzioni molto importanti: genera il calore necessario per plasticizzare il materiale da saldare ed impedisce al materiale plasticizzato di fuoriuscire dalla zona del giunto.

Il diametro della spalla deve essere abbastanza grande da garantire lo sviluppo di una sufficiente quantità di calore, ma non troppo elevato per non surriscaldare i lembi e rischiare di portare localmente a fusione il materiale.

La punta, muovendosi tra i lembi da unire, contribuisce al riscaldamento della zona di saldatura ed effettua il mescolamento del materiale plasticizzato. Al fine di evitare la fuoriuscita

dell'utensile dalla superficie inferiore del giunto (che potrebbe causare la saldatura dei pezzi alla piastra di sostegno), la lunghezza del pin deve essere inferiore, anche se di poco (circa 0,1 - 0,2 mm), rispetto allo spessore dei pezzi da saldare.

Il diametro della punta è proporzionale allo spessore dei pezzi da unire. Nel caso di spessori limitati (fino a 8 ÷ 10 mm), il diametro del *pin* è uguale alla sua lunghezza, ossia il rapporto diametro-lunghezza è pari ad uno. All'aumentare dello spessore dei pezzi, questo rapporto diminuisce.

I primi utensili avevano geometrie piuttosto semplici: spalla piatta e punta cilindrica, si è subito visto che questa soluzione non dava risultati soddisfacenti, soprattutto a causa della geometria del *pin*. Si è infatti verificato che il gradiente di temperatura attraverso lo spessore dei pezzi (Figura 2.22) determinava la comparsa di sollecitazioni molto elevate che, agendo sulla punta dell'utensile, la portavano a rottura. Per questo motivo, si è pensato di utilizzare utensili a punta conica (Figura 3.10 del Capitolo 3): grazie a questa geometria, la quantità di materiale che viene mescolata diminuisce scendendo in profondità e quindi, in corrispondenza del materiale più freddo e meno duttile, il *pin* deve agire su un volume inferiore. Con l'uso di punte coniche, i pericoli di rottura dell'utensile diminuiscono.

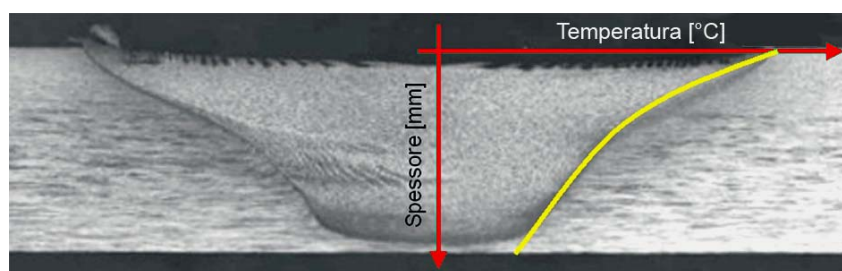


Figura 2.22 *Gradiente di Temperatura in un Giunto FSW*

Un ulteriore miglioramento della qualità delle saldature *FSW* è stato reso possibile grazie all'intensificazione del mescolamento del materiale, ottenuto utilizzando *pin* filettati, non

sperimentati in questa ricerca. La presenza del filetto aumenta, inoltre, la frammentazione dei grani e permette quindi di ottenere giunti con caratteristiche meccaniche migliori.

I tentativi effettuati per ottenere giunzioni di qualità sempre superiore hanno portato all'ideazione di utensili aventi punte di geometrie diverse (Figura 2.23).

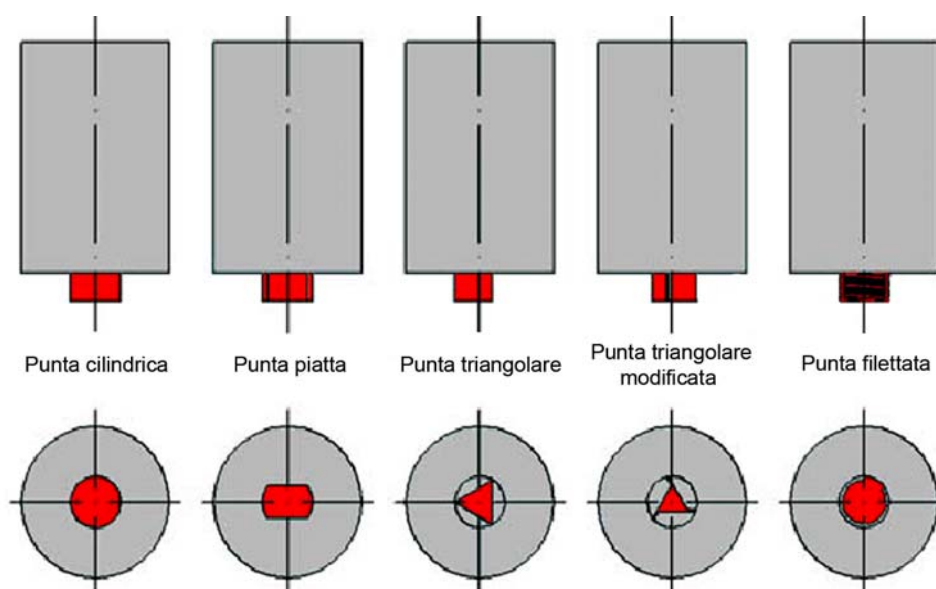


Figura 2.23 Diverse Tipologie di Punta (*pins*)

Per poter definire l'influenza della forma del *pin* sulla microstruttura del giunto, è stato introdotto uno specifico parametro, il "volume dinamico", definito come il rapporto tra il volume di materiale soggetto al mescolamento ed il volume fisico del *pin*. Nel caso di punte cilindriche o coniche non filettate, questo rapporto è pari ad uno: la quantità di materiale che viene spostata durante la saldatura è uguale al volume del *pin*. Variando la geometria delle punte, il volume dinamico aumenta ma è limitato dalla resistenza meccanica del materiale che costituisce il *pin* (diminuire il volume fisico del pin significa ridurre la sua sezione resistente).

Un importante passo avanti è stato fatto quando sono stati inventati i *pin* a profilo variabile. Due tipologie, brevettate dal TWI, sono la Whorl™ e la Triflute™ (Figura 2.24). Entrambe sono utilizzate per saldare spessori elevati: in particolare, con le punte Triflute™ è possibile

saldare in un'unica passata pezzi di alluminio spessi fino a 50 mm mentre con i Whorl™ si può arrivare anche fino a 75 mm.

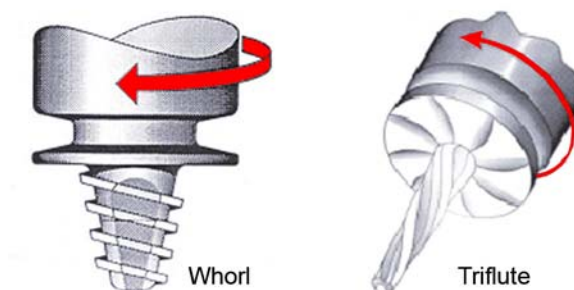


Figura 2.24 Utensili Speciali, Sviluppate e Brevettate dal TWI [21]

Analogamente a quanto visto per il *pin*, con il trascorrere degli anni anche la geometria della spalla ha subito variazioni. I primi utensili erano costruiti in pezzo unico ed avevano la spalla piatta, leggermente raccordata alla parte cilindrica. Con questa soluzione, la superficie del giunto risultava di qualità abbastanza buona, ma si aveva una certa quantità di *flash* (Tabella 2.11): date le forze con le quali l'utensile agisce sui pezzi da saldare, la superficie piatta della spalla non garantiva un sufficiente contenimento del materiale plasticizzato. Per asportare il materiale fuoriuscito dalla zona di giunzione era necessaria un'operazione di finitura.

Il problema è contenuto adottando utensili aventi spalla emisferica (Figura 2.25). Grazie alla concavità, il flusso di materiale plasticizzato viene spinto verso il centro del giunto. Il raggio di curvatura R della spalla è solitamente elevato: il rapporto tra R ed il diametro della spalla è maggiore di 4.

Un'ulteriore variante è rappresentata dall'utensile con spalla di forma conica (Figura 2.25): l'angolo di inclinazione (α) delle pareti della spalla è in genere di $3,5^\circ - 8^\circ$ (Figura 3.10 del Capitolo 3).

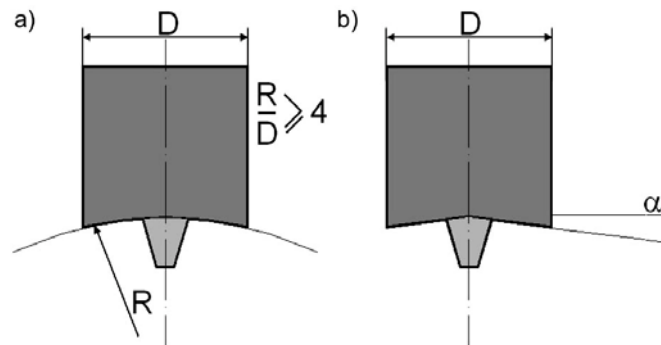


Figura 2.25 Utensili con Spalla a Superficie: a) Emisferica, b) Conica

Ulteriori variazioni della geometria della spalla hanno portato allo sviluppo di utensili di geometrie più complesse le cui funzioni principali sono: forzare il flusso del materiale plasticizzato verso l'asse dell'utensile, garantendone il contenimento sotto la spalla, ed aumentare la superficie di contatto con i pezzi da giuntare in modo da generare maggior calore. L'ottimizzazione del volume dinamico è, come descritto in precedenza, uno dei metodi per migliorare la qualità dei giunti saldati *FSW*. Per migliorare l'azione di mescolamento del materiale plasticizzato, gli utensili devono essere realizzati secondo un'opportuna geometria ed è necessario un adeguato angolo di inclinazione dell'utensile (angolo di *tilt*).

Le prime saldature *FSW*, infatti, sono state realizzate con l'utensile disposto con l'asse perpendicolare alla superficie dei pezzi da saldare (angolo di *tilt* = 0°, Figura 3.10 del Capitolo 3).

In queste condizioni, oltre al “cattivo” mescolamento del materiale (Figura 2.5: il *tilt* utilizzato, pari a 0° è una concausa, come vedremo meglio nel Capitolo 4, della creazione di difetti come il *tunnel* nell’area *Nugget* e di conseguenza dell’indebolimento della microstruttura del giunto), sono stati rilevati due problemi.

Il primo è legato al fatto che una parte del materiale plasticizzato si accumula davanti alla spalla, aumentando la forza con la quale il materiale si oppone all’avanzamento dell’utensile.

La soluzione è stata trovata inclinando l’asse dell’utensile di qualche grado (1° - 3°), facendo sì che il fronte del materiale venisse costretto a rimanere sotto la spalla. Il valore dell’angolo di inclinazione è limitato dal fatto che, adottando angoli troppo elevati, si ottiene un cordone concavo e conseguentemente una sezione resistente ridotta.

Il secondo problema è legato al fatto che il materiale plasticizzato, a causa della pressione da parte dell’utensile ed all’asimmetrica azione dello stesso, tende a fuoriuscire formando *flash* lungo tutto il cordone (Tabella 2.13). Thomas et al. [22] hanno esaminato l’influenza dell’inclinazione dell’asse dell’utensile sulla formazione della bava ed hanno scoperto che il problema poteva essere superato inclinando l’asse dell’utensile.




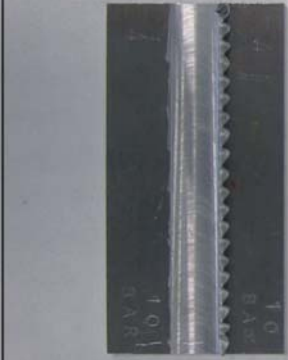


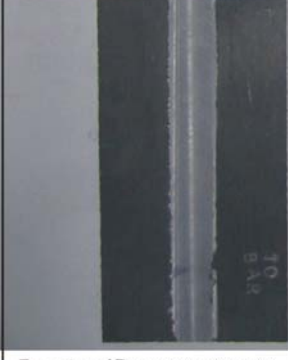


		Va [mm/min]		
		150	225	300
ω [rpm]	900	 Provino ID n. 1 (3,832 kN)	 Provino ID n. 2 (3,832 kN)	 Provino ID n. 3 (5,109 kN)
	700	 Provino ID n. 4 (6,386 kN)	 Provino ID n. 5 (6,386 kN)	 Provino ID n. 6 (6,386 kN)
	500	 Provino ID n. 7 (6,386 kN)	 Provino ID n. 8 (6,386 kN)	 Provino ID n. 9 (6,386 kN)

Tabella 2.13 Flash su Butt Joints in Lega 2198 T851 Saldati con Angolo di Tilt pari a 0°

Occorre sottolineare che la ricerca nel settore degli utensili per processi *FSW* è in continua evoluzione e numerose sono le geometrie che, di volta in volta, vengono presentate al fine di rendere più efficace l'azione di *stirring* dell'utensile [23].

2.5 Conclusioni

L'esame delle leghe innovative *Al-Li*, focalizzate soprattutto negli aspetti che riguardano la composizione chimica, la microstruttura e la saldabilità, ha permesso di enucleare i seguenti aspetti critici:

- la riduzione della densità rispetto alle leghe tradizionali;
- la composizione chimica è complessa, ovvero si tratta di leghe anche a 9 componenti, come per la 2198 (*Al-Li-Cu-Mg-Mn-Ni-Ti-Cr-Zn-Fe*) per evitare le problematiche di fragilità delle leghe binarie *Al-Li*;
- la microstruttura può contenere precipitati rafforzanti coerenti (δ') o semicoerenti e incoerenti (θ' , S' , $T1'$, β');
- le migliori combinazioni di caratteristiche meccaniche per la 2198 si ottengono con il trattamento termico T8 se si privilegia la resistenza, rispetto al trattamento T3;
- è possibile l'applicazione della *Friction Stir Welding* per incrementare l'efficienza dei giunti *butt joints* in lega 2198 rispetto ai procedimenti tradizionali (MIG, TIG, etc.) adottando opportuni parametri di saldatura, come si analizzerà in dettaglio nel Capitolo 3 e nel Capitolo 4;
- i trattamenti termici pre e post saldatura non consentono in nessun caso, anche con parametri ottimali, di raggiungere efficienze del 100% dei giunti.

Capitolo 3

Sviluppo Processo *FSW* per *Butt Joints*

in Lega Al-Li 2198

3.1 Introduzione

Sono descritti i parametri del processo *FSW* per provini omogenei, *Butt-Joints*, in lega di alluminio *2198-T851*. Al fine di valutare l'influenza dei parametri di processo che hanno maggiore impatto sulle proprietà meccaniche del giunto, sono state pianificate delle campagne di prova secondo un "*Design of Experiment*" (D.o.E.) applicando il procedimento definito "ANOVA". Oltre che le velocità di avanzamento e di rotazione dell'utensile, tra i principali parametri di processo, è stata data particolare attenzione alla **forza verticale lungo l'asse Z, F_v** ; per tenere sotto controllo tale forza è stata ideata e sviluppata una testa innovativa, *end-effector*, integrandola in una macchina utensile ospite. Rispetto ad altri impianti *FSW* è possibile controllare *on line* tutti i parametri fondamentali del processo senza ricorrere ad un anello di controllo sofisticato e, quindi, poco affidabile; è garantire un'elevata qualità del giunto in termini ripetibilità ed accuratezza

3.2 Impianto Tradizionale per Saldatura *FSW*

Gli impianti di saldatura *FSW* disponibili sul mercato sono Macchine Operatrici a Controllo Numerico che attuano un controllo di posizione; spesso non sono dotate anche di un sistema di controllo della forza verticale o, laddove tale funzionalità è prevista, l'azione viene espletata mediante dispositivi meccanici in un anello di controllo che fissa delle regole per la retroazione. Lo spessore da saldare varia lungo il giunto per la tolleranza fisiologica del semilavorato, così come variano le sue proprietà meccaniche a causa dell'incremento di temperatura, aggiungendo l'errore di forma dell'attrezzatura portapezzo, è evidente che mantenere il controllo della posizione (coordinata *Z*) ed il controllo della forza di forgiatura simultaneamente richiede un algoritmo di controllo capace di compensare, durante l'avanzamento, la posizione ottenendo la forza risultante da un sistema di acquisizione, fissate

delle regole per la soglia dei movimenti. Per quanto detto il sistema di controllo della macchine richiede in generale:

- tolleranze spinte per forma e dimensione dell'attrezzatura;
- contemplare simultaneamente l'accuratezza geometrica (incluso errori di geometria primitiva e giochi nei dispositivi meccanici), le esigenze di automazione e necessaria flessibilità;
- gestire l'usura e le tolleranze dell'utensile di saldatura, con conseguente impatto della ripetibilità e dell'accuratezza del giunto.

La maggiore criticità risiede nel controllare forze in gioco dell'ordine di grandezza delle tonnellate durante il processo di saldatura, sensibile rispetto a errori di posizione relativi all'utensile, inferiori al millimetro; dato il valore delle forze, ne risentono sia le reazioni vincolari, sia le strutture portanti, soprattutto al crescere dello spessore da saldare. In altri termini l'applicazione di forze verticali intense si ridistribuiscono in parte sulla struttura della macchina ed in particolare sulla catena cinematica della testa operatrice. L'impianto *FSW* tipo, qualora non dotato di un *end-effector*, non è in grado di controllare gli effetti della forza applicata e subisce tali reazioni passivamente alterando i parametri di processo in modo significativo; nel caso di controllo della forza è necessario che durante l'avanzamento la macchina adatti la posizione di affondamento dell'utensile in maniera estremamente rapida (teoricamente istantanea) non potendo prevedere le variazioni che occorrono durante il processo. Nel caso in cui si generano delle perdite lungo l'asse *Z*, dette anche "perdite d'affondamento" dell'utensile, quest'ultimo si muove dalla sua posizione verticale di partenza relativa al giunto da saldare (figura 3.1).

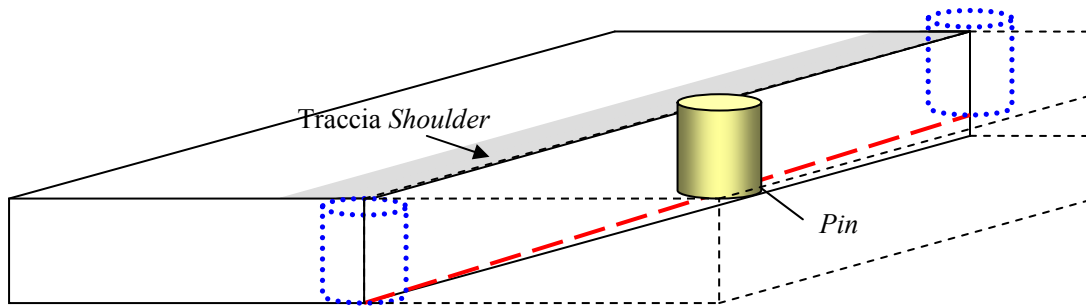


Figura 3.1- Schematizzazione Movimento Pin con Perdita di Affondamento

La perdita di affondamento è composta da due aliquote: una è dovuta all'attrezzo di fissaggio delle lamiere (che include la *backing bar*), l'altra è dovuta al supporto della testa operatrice e, per essere precisi, alla catena cinematica che include i cuscinetti del mandrino oltre che tutti gli attuatori dell'*end effector*, come mostrato in Figura 3.2:

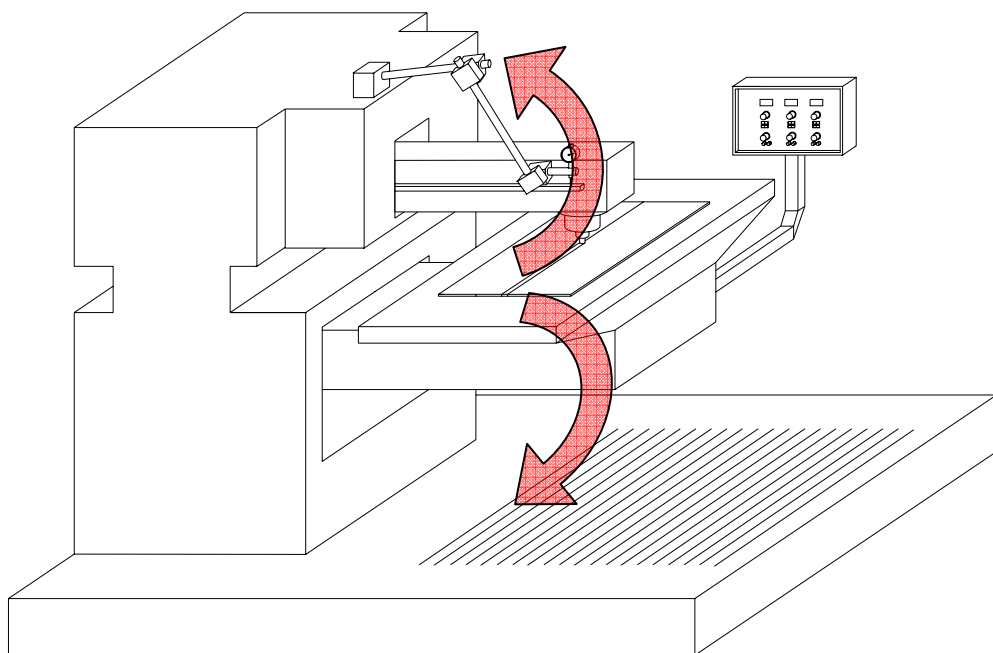


Figura 3.2 Le Due Aliquote che provocano la Perdita di Affondamento dell'Utensile

Come anticipato, le perdite lungo l'asse Z, oltre a variare lungo la traiettoria del giunto per un dato materiale, variano in funzione del materiale. Pertanto, le perdite registrate dalla macchina saranno tanto più grandi quanto più "duro" sarà il materiale utilizzato, a causa

dell'effetto delle più elevate reazioni vincolari del materiale. Ovviamente il tutto si complica ulteriormente se la traiettoria è più complessa, non tipicamente lineare o se si introducono altre variabili come l'angolo di *tilt* (inclinazione dell'asse di rotazione rispetto alla traiettoria, rif. Par. 2.5 del Capitolo 2). Oltre al controllo della posizione, un fattore determinante per la qualità del giunto e dell'usura dell'utensile durante tutto il processo è dato dalle caratteristiche del sistema di posizionamento e di serraggio delle lamiere da saldare (attrezzaggio); la parte dell'attrezzo tipicamente opposta al *pin* dell'utensile (*backing bar*) deve avere caratteristiche di durezza tali da garantire un notevole resistenza all'usura a causa dei potenziali contatti con il *pin* stesso.

3.3 Impianto Innovativo per Saldatura *FSW*

Allo scopo di superare i limiti visti per le Macchine *FSW* tradizionali, nell'ambito delle attività del dottorato di ricerca ed in collaborazione con Alenia Aeronautica, è stata progettata e sviluppata una testa di saldatura innovativa applicabile a qualsiasi impianto per saldare leghe di alluminio prevalentemente in configurazione *Butt-Joint* (Figura 3.3).



Figura 3.3 *Macchina FSW con Testa di Saldatura Innovativa*

Con l'integrazione di questa testa ad una macchina utensile è possibile: monitorare la **Temperatura** del giunto e controllare la **Forza Verticale lungo l'asse Z** mediante un attuatore oleodinamico. Questi parametri sono fondamentali per la buona riuscita della saldatura; in particolare, la forza verticale lungo Z mantiene l'utensile contro la parte da saldare e genera per attrito l'energia necessaria a riscaldare e plasticizzare il materiale. Il monitoraggio della temperatura permette, invece, l'ottimizzazione dell'efficienza dei giunti in fase di progettazione del processo; è noto che i fenomeni microstrutturali e quindi la zona termicamente alterata della saldatura, dipendono molto dall'andamento locale della temperatura.

Come anticipato, nelle situazioni reali tipiche della produzione, caratterizzate da variazioni di spessori, di materiali e di configurazione giunto o dell'assetto dell'utensile, il parametro che risente di tali variabilità è la forza verticale: questa può essere controllata mediante un anello chiuso con una verifica retroattiva o retroazione (rif. Figura 3.6, par. 3.3.2); la testa operatrice sviluppata applica invece un controllo passivo, senza retroazione e praticamente istantaneo della forza di affondamento, grazie ad un dispositivo idraulico che lascia l'utensile "galleggiare" a contatto con la superficie da saldare; questa risponde con una reazione uguale alla forza applicata, lasciando all'elettronica della macchina il compito di verificare collisioni con la backing bar o malfunzionamenti. In altri termini la testa operatrice adatta la forza di affondamento in funzione della reazione che incontra con una velocità che dipende dall'inerzia dei dispositivi oleodinamici.

3.3.1 Caratteristiche della Testa di Saldatura

La testa di saldatura *FSW* è stata progettata come sistema autonomo, munito di proprio *software* di controllo, completamente indipendente da quello della macchina ospite; in tal modo è possibile installare la testa su qualsiasi altro impianto.

L'*end-effector* è stato impiegato per lo sviluppo tecnologico del processo di saldatura *FSW* per giunzioni di testa su leghe di alluminio di impiego aeronautico con spessori generalmente dell'ordine di 2 - 6mm. L'*end-effector* è essenzialmente costituito da:

- Interfaccia meccanica (flangia per collegamento mediante bulloni e spine alla macchina utensile ospite);
- Asse Z, responsabile della quota dell'utensile e quindi della forza verticale trasmessa dell'ordine della tonnellata (Figura 3.4). Corsa Asse Z: 0-10 mm;

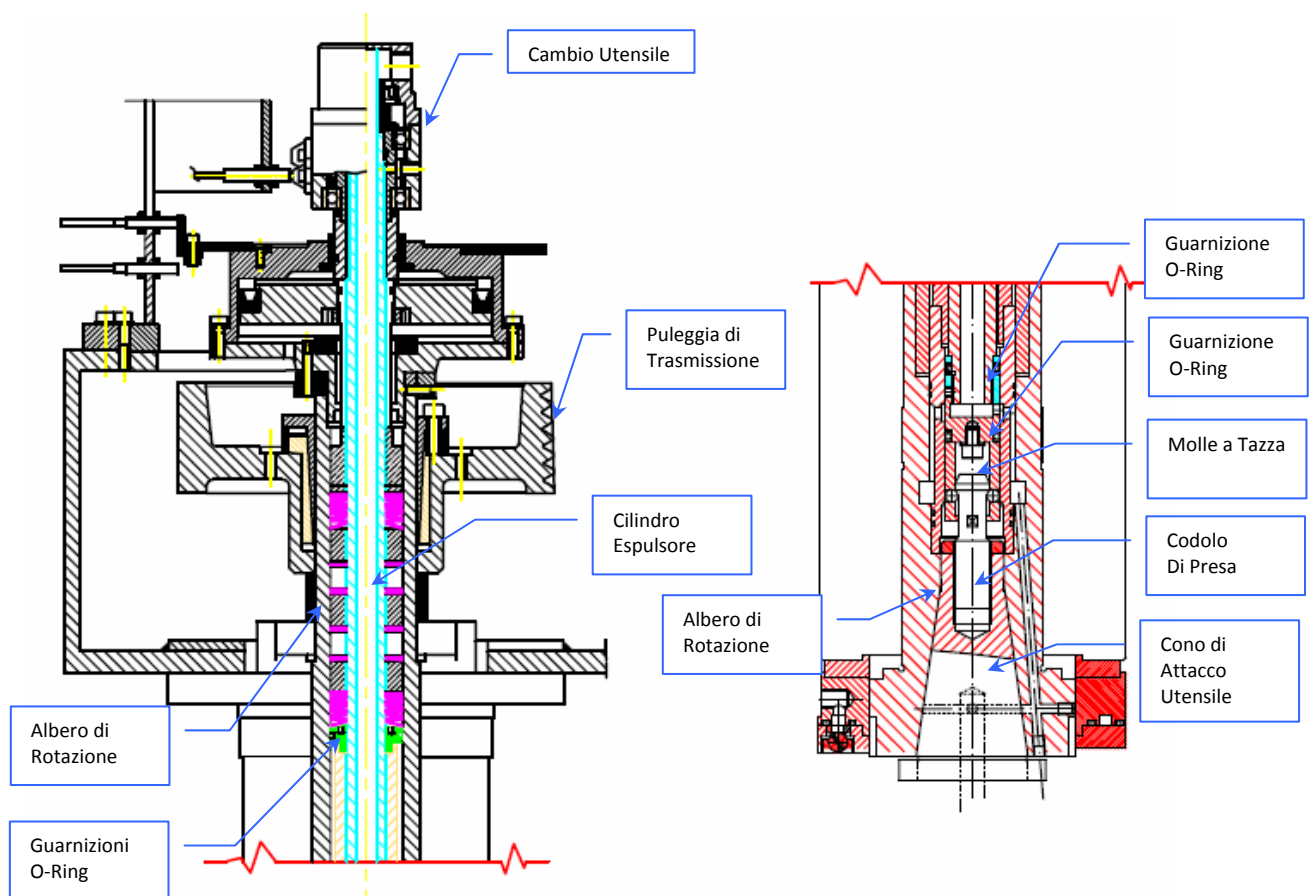


Figura 3.4a Sezione Superiore Portamandrino

Figura 3.4b Sezione Inferiore Portamandrino

Figura 3.4 Vista in Sezione Asse Z

- Albero di rotazione del: mandrino (180 Nm / 22 kW / 1200 RPM) integrato su testa FSW (Figure 3.4a e 3.4b);
- Sensore di forza (valvola oleodinamica di massimo) e sensore di temperatura. Tutti i sensori garantiscono l'aggiornamento dei valori rilevati in modo rapido per il controllo del processo;
- *Software* di Controllo, realizzato in *Labview*, che consente di impostare e controllare i parametri di processo.

Il sistema di controllo della testa viene descritto più in dettaglio nel paragrafo seguente.

3.3.2 Software Controllo Parametri

Il *software* di controllo e di gestione, realizzato in *Labview* (Figura 3.5), si compone essenzialmente delle seguenti funzioni:

- Caricamento del Programma a Controllo Numerico per l'esecuzione del percorso utensile e l'imposizione dei parametri di controllo del processo;
- Visualizzazione dello Stato Macchina tramite *led* che indicano le condizioni operative dei vari azionamenti asse e del mandrino;
- *Homing* (verifica zeri assoluti e corse) ed azzeramento assi su attrezzo portapezzo;
- Visualizzazione e Gestione Parametri di Processo: in particolare sono indicati i valori della pressione in Bar (e traduzione in N) del sistema oleodinamico per l'applicazione della forza verticale di spinta dell'asse Z, delle velocità di avanzamento e di rotazione e della temperatura del giunto;

- Controllo di Posizione Assi durante il procedimento;

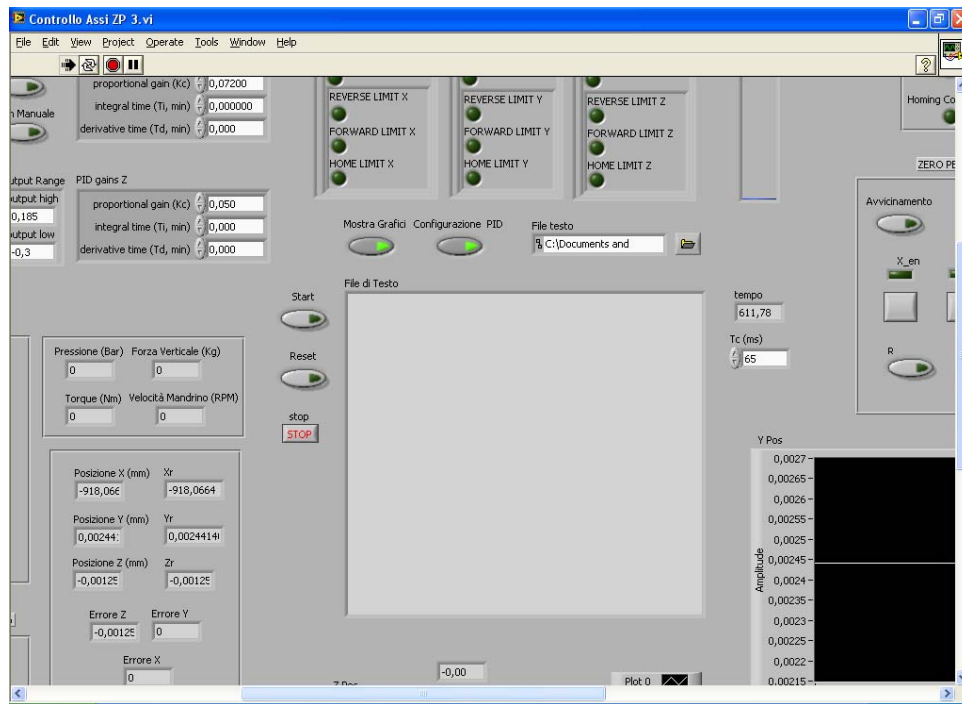


Figura 3.5 *Interfaccia Software Labview*

Dunque per la verifica dei parametri di saldatura si realizza un controllo adattativo del processo mediante l'analisi delle seguenti variabili:

- Forza lungo l'asse Z (Realizzata con attuatore Oleodinamico);
- Temperatura dell'Utensile.

In particolare:

- ❖ La forza lungo l'asse Z, F_v , è controllata attraverso un sistema oleodinamico: si rileva il valore di tale forza e il *software* di controllo lo confronta con due soglie prefissate, rispettivamente valore minimo “*min*” e valore massimo “*max*” della Forza (Figura 6);

L'impianto oleodinamico è composto da un martinetto idraulico reso solidale all'asse Z mediante una piastra e appositi bulloni; mandando in pressione, tramite la pompa, il liquido all'interno del martinetto, si ottiene l'abbassamento dell'asse Z e quindi dell'utensile sulla superficie da saldare. Una valvola di massimo pilotata elettronicamente, fa defluire l'olio dal martinetto all'interno del serbatoio nel momento in cui la pressione e quindi la forza verticale esercitata sull'asse Z, supera il valore massimo pre-impostato. La variazione di forza viene imposta dopo aver condotto la caratterizzazione del giunto (attività non ricorrente di *set up* processo)

All'ingaggio della lavorazione il sistema verifica se il valore della forza è molto elevato, oltre la soglia ammissibile, l'alternativa è interrompere la saldatura poiché il *pin* dell'utensile è troppo corto oppure la parte da saldare è troppo spessa. Se F_v è minore del valore minimo pre-impostato, l'utensile viene affondato nella parte da saldare attraverso un incremento della pressione dell'olio nel martinetto.

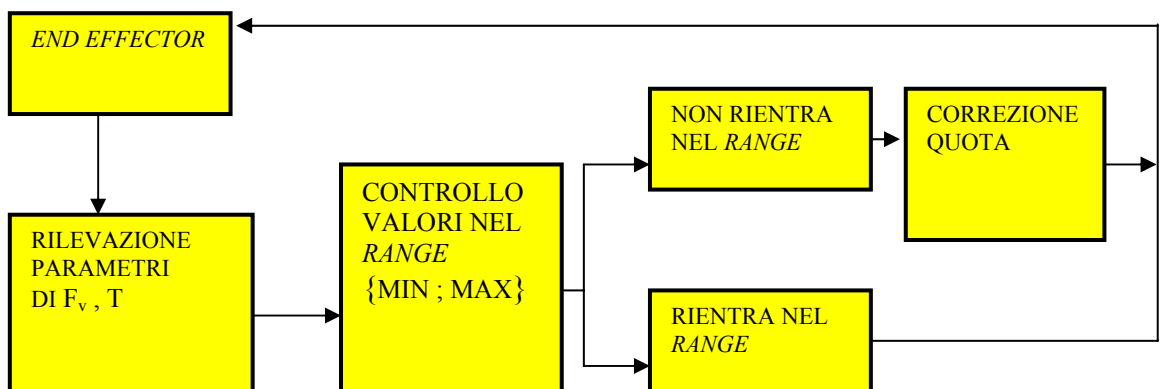


Figura 3.6 Schema Sistema Adattativo mediante Controllo Forza lungo asse Z

- ❖ La Temperatura viene misurata con un termometro ad infrarosso, IR Calex PU151, in Figura 3.7.

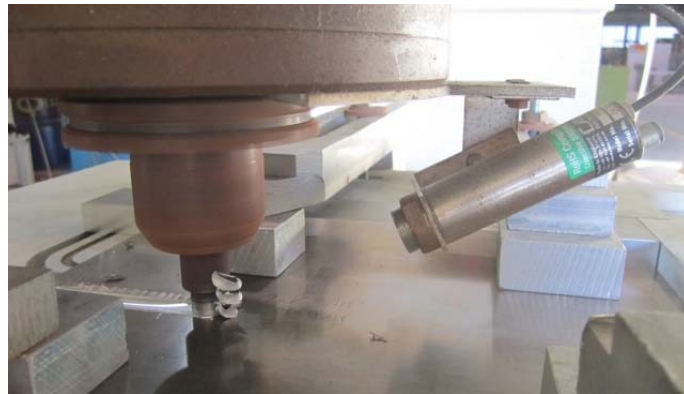


Figura 3.7 Sensore Temperatura IR Calex PU151

I valori di temperatura sono rilevati sulla superficie saldata durante il processo e vengono acquisiti e visualizzati dal *software* di controllo con il quale lo strumento di misura IR è interfacciato (Figura 3.8).

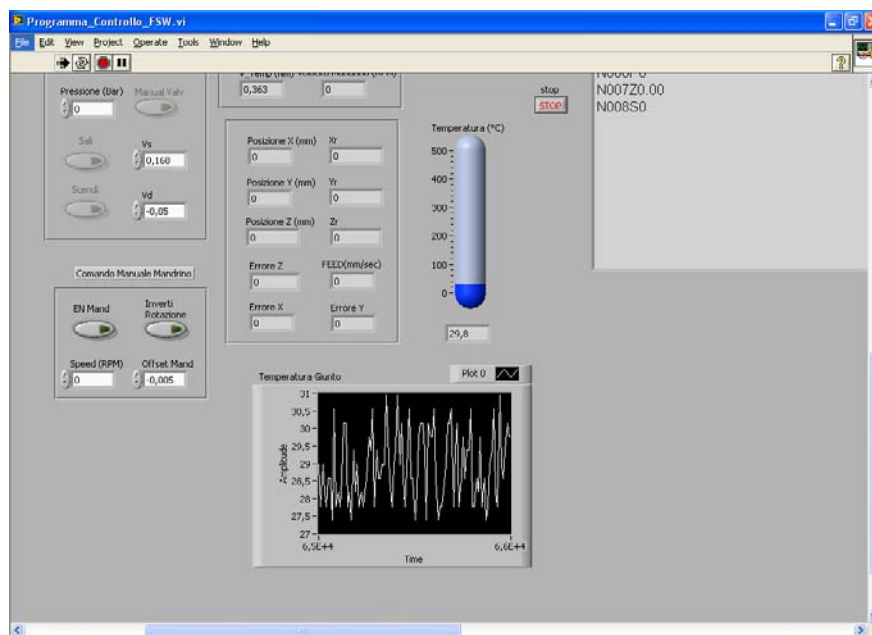


Figura 3.8 Schermata Labview per Monitoraggio Temperatura

La scelta di tale dispositivo ed il suo posizionamento per il monitoraggio della temperatura si basa sulla considerazione che quasi tutto il calore che si genera durante la realizzazione di una saldatura *FSW* deriva dall'attrito tra la spalla dell'utensile e la superficie dei pezzi.

3.4 Sviluppo Processo *FSW*

Al fine di evidenziare l'influenza dei principali parametri di saldatura *FSW*, tra cui anche quello della forza verticale, sono state progettate delle compagne sperimentali, mediante D.o.E., con la lega di alluminio-litio 2198, utilizzando l'impianto innovativo *FSW*; le prove sperimentali intendono mettere a punto le regolazioni ottimali dei parametri di processo.

Ai fini dell'analisi dei risultati sperimentali ottenuti, è necessario innanzitutto identificare la configurazione delle attrezzature e dei provini, oltre ai metodi adottati per le prove di saldatura, quali:

- Utensile;
- Sistema di Attrezzaggio;
- Provini Saldati e relativa Configurazione;
- Metodo Sperimentale per le Prove: D.O.E. "*Design of Experimental*".

3.4.1 Utensile

Come detto nel Capitolo 2, un parametro fondamentale per la messa a punto del processo di saldatura *Friction Stir Welding* è l'utensile.

La progettazione dell'utensile utilizzato per le prove, in Figura 3.9, è stata eseguita considerando alcuni fattori legati al materiale scelto, quali ad esempio:

- proprietà meccaniche a temperature elevate;

- resistenza all'ossidazione a temperature elevate;
- bassa conduttività termica;

ed altri di natura geometrica:

- diametro della spalla;
- lunghezza della punta.



Figura 3.9 Utensile

Per le prove sperimentali di saldatura *FSW* è stato realizzato un utensile in acciaio *C40*, temprato in acqua, le cui caratteristiche geometriche sono secondo disegno in Figura 3.10.

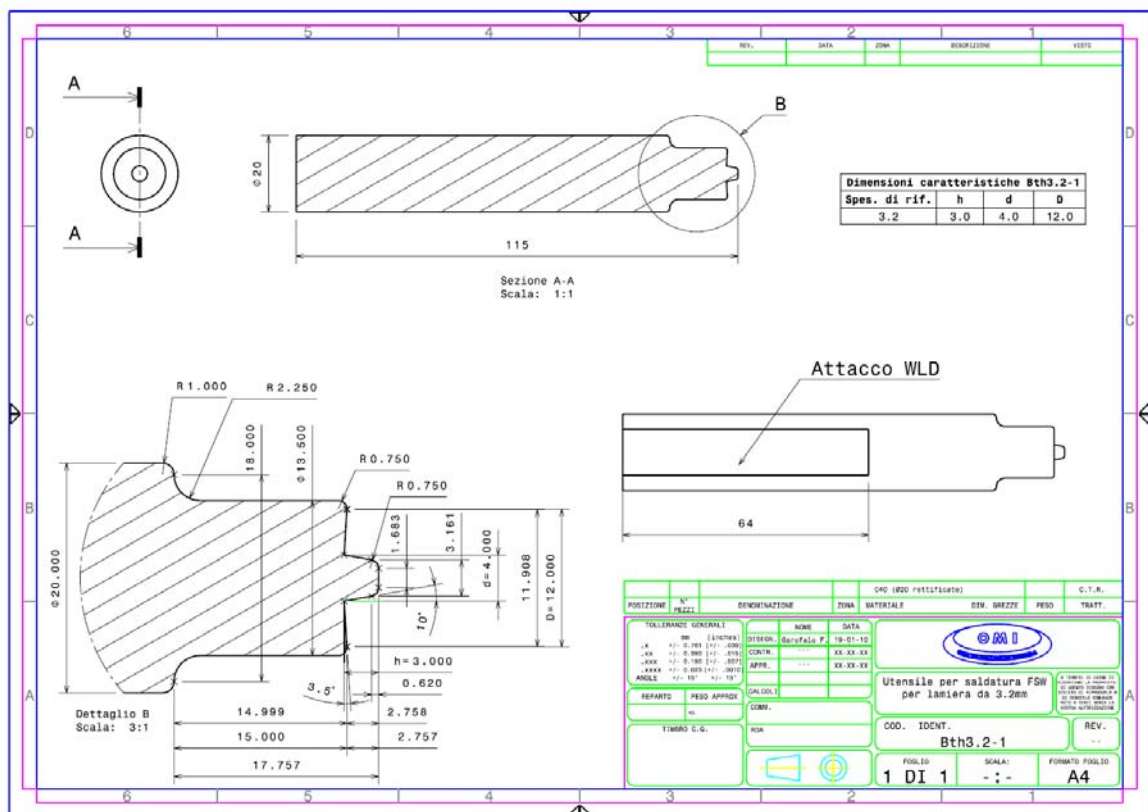


Figura 3.10 Disegno Utensile Bth 3,2-1

3.4.2 Sistema di Attrezzaggio

I provini da saldare sono fissati su di un attrezzo porta pezzi (Figura 3.11). Di seguito le caratteristiche dell'attrezzo evidenziate in Figura 3.11:

1. Battute di riferimento fisse;
2. Battuta mobile di serraggio;
3. Fori di aspirazione e canalette di aspirazione per il sistema pneumatico;
4. Membrane per la tenuta del sistema pneumatico;
5. *Backing bar* in acciaio (parte a contatto con il *pin*);

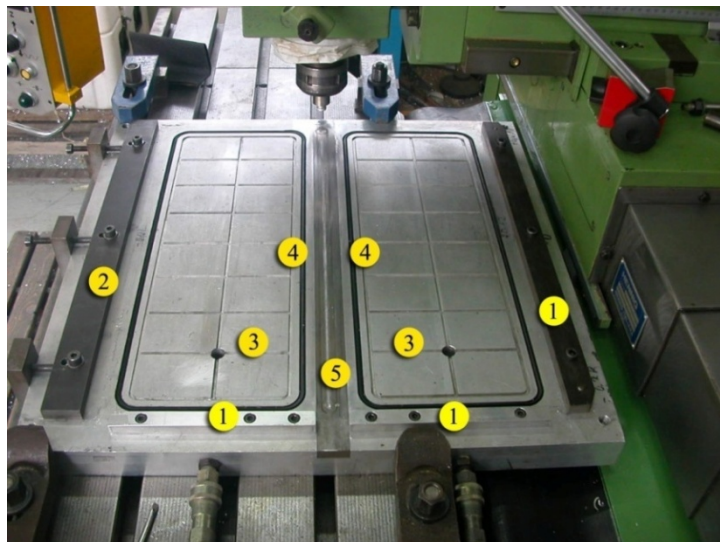


Figura 3.11 : *Attrezzo Porta Pezzo*

L'attrezzo prevede due metodi di *lock*: uno meccanico e uno pneumatico. L'attrezzaggio delle lamiere avviene mediante posizionamento rispetto ai riferimenti fissi del piano, battuta fisse, e bloccaggio mediante staffe mobili come in Figura 3.12. Il sistema pneumatico, infine, garantisce una perfetta adesione delle lamiere alla superficie di supporto.

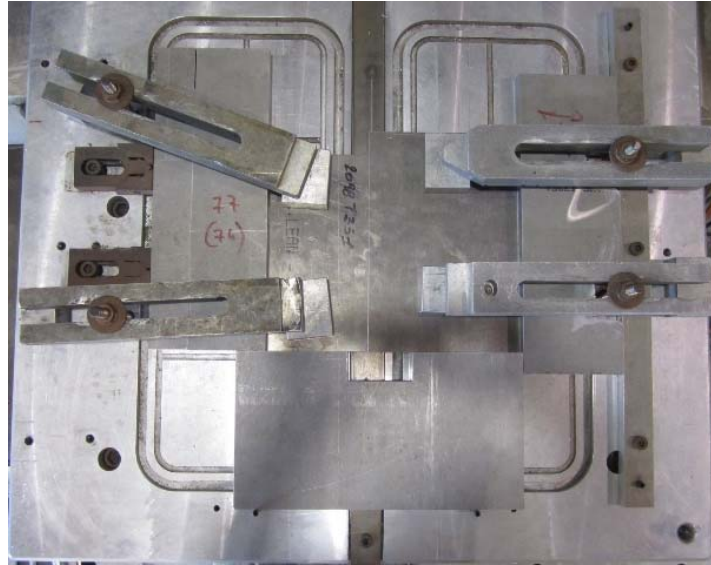


Figura 3.12 : *Serraggio Lamiera 2198*

3.4.3 Progettazione Piano Sperimentale D.o.E.

La realizzazione dei giunti *Butt-Joints* per verificare la saldabilità della lega di alluminio *2198 T351*, portata allo stato fisico *T8* dopo saldatura, è stata pianificata con la metodologia *Design of Experiment* (D.o.E). Tramite D.o.E ed un procedimento di analisi statistica, “*Anova*”, oltre ad ottenere una caratterizzazione “classica” dei giunti in esame (calcolando le sollecitazioni caratteristiche *UTS* e *YS*) si riesce a realizzare una regressione del sistema reale: si individuano i parametri che regolano ed influenzano significativamente il processo, si realizza una previsione delle sollecitazioni meccaniche mediante un’espressione formale e si trovano le condizioni di ottimo del processo.

Per la lega AA 2198 è stato definito un *Design of Experiment* con 4 fattori (Tabelle 3.1 e 3.2): Velocità di Rotazione (V_r , RPM), Velocità di Avanzamento (V_a , mm/min), Posizione e Forza Verticale (F_v , kN); sono stati scelti 3 livelli per le velocità, V_r e V_a , e per la Posizione P e 2 livelli per la Forza verticale F_v , con replicazione del punto centrale, per un totale di 60 giunti.










Forza: 6,386 kN	Va [mm/min]			
	150	225	300	
ω [rpm]	900	 PROVINO ID N. 1	 PROVINO ID N. 2	 PROVINO ID N. 3
	700	 PROVINO ID N. 4	 PROVINO ID N. 5A PROVINO ID N. 5B	 PROVINO ID N. 6
	500	 PROVINO ID N. 7	 PROVINO ID N. 8	 PROVINO ID N. 9

Tabella 3.1 DOE N° 1 con Livello del Fattore Fv costante, pari a 6,386 kN (10 bar)





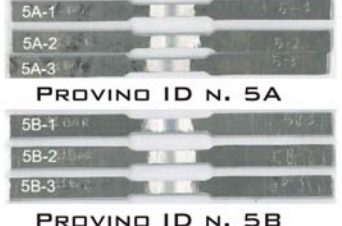




Forza: 7,024 kN	Va [mm/min]			
	150	225	300	
ω [rpm]	900	 PROVINO ID N. 1	 PROVINO ID N. 2	 PROVINO ID N. 3
	700	 PROVINO ID N. 4	 PROVINO ID N. 5A PROVINO ID N. 5B	 PROVINO ID N. 6
	500	 PROVINO ID N. 7	 PROVINO ID N. 8	 PROVINO ID N. 9

Tabella 3.2 DOE N° 2 con Livello del Fattore Fv costante, pari a 7,024 kN (11 bar)

3.4.4 Provini 2198

I *Butt-Joints*, nelle Tabelle 3.1 e 3.2, sono stati realizzati a partire da lamiere in lega 2198 T351 aventi dimensioni in millimetri di 300 x 100 x 3,1 ed in accordo alla specifica *ASTM B557M-1010 – Standard Test Methods for Tension Testing Wrought and Cast Aluminum- and Magnesium-Alloy Products (Metric)* (Figura 3.13, Tabella 3.3).

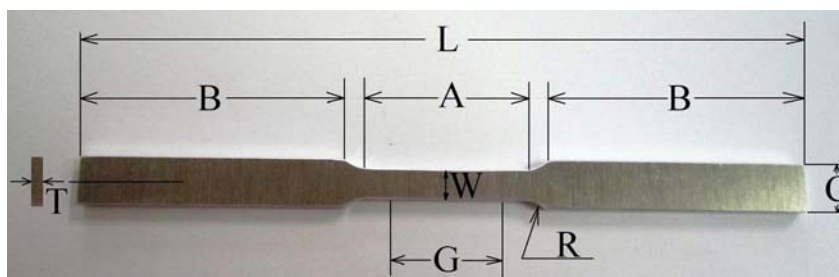


Figura 3.13 Geometria Provino

Grandezza	Mm
<i>G</i> (gage length)	25 ± 0.1
<i>W</i> (width)	6 ± 0.1
<i>T</i> (Thickness)	3,1
<i>R</i> (Radius of fillet)	6
<i>L</i> (Overall length)	~ 150
<i>A</i> (Length of reduced section)	32
<i>B</i> (Length of grip section)	~ 54
<i>C</i> (Width of grip section, approximate)	10

Tabella 3.3 Dimensioni Grandezze Provino

Le lamiere sono state saldate nella condizione fisica iniziale T351 e successivamente portate nella condizione di trattamento termico finale, T851 (Tabella 3.4).

	Legga	Condizione Fisica Iniziale Pre-TT	Ciclo Trattamento Termico (TT) Post Saldatura	Condizione Fisica Post-TT e Post Saldatura
BUTT JOINTS	2198	T3	14 hr a 155°C (± 2°C)	T8

Tabella 3.4 Ciclo Trattamento Termico

I giunti sono realizzati in direzione parallela a quella di laminazione e tutte le prove di trazione sono state effettuate tenendo conto che il cordone di saldatura è posizionato perpendicolarmente alla direzione di applicazione della sollecitazione.

3.4.5 Risultati Prove di Trazione

Le prove meccaniche di trazione sono state realizzate in accordo alla *ASTM B557M-10* su un totale di 60 provini relativi ai piani sperimentali, così come sono stati progettati in Tabella 3.1 (D.o.E. N° 1 di Prove FSW a $F_v=6,386$ kN) ed in Tabella 3.2 (D.o.E. N° 2 di Prove FSW a $F_v=7,024$ kN). I risultati di tali prove sono registrati in Tabella 3.5 ed in Tabella 3.6.

Nelle Tabelle che seguono sono riportati i seguenti valori:

- Numero identificativo del provino, **ID N°**, da 1 a 9, e per ciascuno di essi è stato aggiunto un suffisso per indicare la **Posizione** -1, -2 e -3, indicando rispettivamente con -1 il provino più lontano dal foro d'uscita della saldatura e con -3 quello più vicino;
- **Spessore Reale "T"** (rif. Figura 3.13), ovvero lo spessore della lamiera saldata;
- **Spessore Corretto**, che indica l'aliquota dello spessore reale coinvolta nella saldatura *FSW*;
- **Larghezza "W"** del provino (rif. Figura 3.13);
- **Yield Strength "YS"**, Tensione di Snervamento;
- **Modulus Elasticity "E"**, Modulo di Elasticità;
- **Ultimate Tensile Strength "UTS"**, Carico di Rottura in MPa;
- **Peack Load**, Carico Massimo in kN;
- **Elongation at Fracture**, allungamento a frattura;
- **Elongation at Peack**, allungamento al Carico di Rottura;

- **Temperatura Max** è la temperatura massima misurata durante il processo di saldatura FSW (rif. Figura 3.7).

RISULTATI PROVE DI TRAZIONE PER D.o.E. N° 1 (rif. Tabella N° 3.1) PROVINI BUTT JOINTS IN LEGA 2198-T851											
ID Nr PROVINO	Spessore reale	Spessore corretto	Larghezza	Yield Strength	Modulus of Elasticity	Tensile Strength (Peak stress)	Peak Load	Elongation at Fracture	Elongation at Peak	Temperatura Max	
	mm	mm	mm	Mpa	MPa	MPa	kN	%	%	°C	
1	1-1	2,96		6,00	216,4	90129,3	223,5	3,969	---	0,406	194,86
	1-2	3,15		6,00	221,0	67047,6	221,1	4,179	1,610	0,472	194,86
	1-3	3,04		6,00	230,3	67328,5	231,1	4,215	1,355	0,498	194,86
2	2-1	3,01	3,01	6,00	190,6	90662,6	190,6	3,442	---	0,275	195,65
	2-2	3,02	3,02	6,00	223,1	90695,7	223,1	4,042	0,409	0,351	195,65
	2-3	3,00	3,00	6,00	11,1	92005,6	84,8	1,526	0,735	0,096	195,65
3	3-1	2,78	2,78	6,00	63,4	42442,0	63,4	1,057	2,093	0,353	196,05
	3-2	2,80	2,80	6,00	137,8	89526,3	137,8	2,597	0,380	0,228	196,05
	3-3	2,82	2,82	6,00	157,7	92990,3	157,7	2,974	1,436	0,240	196,05
4	4-1	3,10	3,10	6,00	235,0	85951,0	267,9	4,983	---	1,565	194,46
	4-2	3,12	3,12	6,00	243,2	84535,1	285,4	5,342	---	1,853	194,46
	4-3	3,08	3,08	6,00	216,3	83528,3	216,3	3,996	0,442	0,394	194,46
5A	5A-1	3,11	3,11	6,00	236,1	84097,0	251,3	4,689	---	1,055	194,46
	5A-2	3,12	3,12	6,00	245,9	83407,8	296,8	5,557	---	2,120	194,46
	5A-3	3,20	3,20	6,00	240,8	81804,5	242,4	4,654	---	0,540	194,46
5B	5B-1	3,29	3,19	6,00	250,6	82054,0	327,2	6262	4,970	3,254	194,46
	5B-2	3,30	3,20	6,00	248,0	81306,4	322,9	6200	4,394	3,160	194,46
	5B-3	3,30	3,20	6,00	252,0	77095,8	325,9	6258	3,868	3,238	194,46
6	6-1	3,26	3,16	6,00	242,1	79664,4	243,3	4612	3,579	0,557	194,86
	6-2	3,35	3,25	6,00	201,8	76831,7	232,7	4537	1,956	0,425	194,86
	6-3	3,26	3,16	6,00	238,2	79382,7	239,7	4544	---	0,564	194,86
7	7-1	3,29	3,09	6,00	118,6	84126,3	118,6	2199	---	0,158	194,06
	7-2	3,30	3,10	6,00	177,7	82596,1	177,7	3305	---	0,425	194,06
	7-3	3,29	3,09	6,00	183,4	84625,7	188,8	3500	---	0,501	194,06
8	8-1	3,31	3,06	6,00	78,3	74244,3	130,4	2393	0,671	0,248	192,48
	8-2	3,32	3,07	6,00	178,9	78308,4	178,9	3295	0,674	0,349	192,48
	8-3	3,32	3,07	6,00	133,9	73606,9	133,9	2467	---	0,250	192,48
9	9-1	3,31	3,21	6,00	219,1	83209,9	219,2	4223	---	0,481	190,49
	9-2	3,22	3,12	6,00	215,9	85752,2	223,3	4180	---	0,745	190,49
	9-3	3,24	3,14	6,00	102,4	74477,8	102,4	1930	---	0,182	190,49

Tabella 3.5 Risultati Prove D.o.E. N° 1 con Livello del Fattore Fv costante, pari a 6,386 kN

RISULTATI PROVE DI TRAZIONE PER D.o.E. N° 2 (rif. Tabella N° 3.2) PROVINI BUTT JOINTS IN LEGA 2198-T851											
ID N° PROVINO	Spessore reale	Spessore corretto	Larghezza	Yield Strength	Modulus of Elasticity	Tensile Strength (Peak stress)	Peak Load	Elongation at Fracture	Elongation at Peak	Temperatura Max	
	mm	mm	mm	Mpa	MPa	MPa	kN	%	%	°C	
1	1-1	2,83	2,73	6,00	211,8	---	211,8	3,469	---	---	194,9
	1-2	2,81	2,71	6,00	224,0	98002,0	227,9	3,706	1,986	0,326	194,86
	1-3	2,72	2,62	6,00	220,5	101986,9	228,1	3,586	1,894	0,300	194,86
2	2-1	3,10	3,00	6,00	259,3	95032,5	269,9	4,858	---	0,857	195,65
	2-2	3,10	3,00	6,00	215,3	94109,4	251,9	4,534	---	0,354	195,65
	2-3	3,06	2,96	6,00	246,2	96014,7	246,3	4,374	---	0,456	195,65
3	3-1	3,04	2,94	6,00	237,2	96759,1	287,4	5,070	---	2,372	196,05
	3-2	3,08	2,98	6,00	244,1	94978,0	306,0	5,471	---	3,147	196,05
	3-3	3,06	2,96	6,00	224,0	95975,0	226,2	4,018	---	0,599	196,05
4	4-1	2,65	2,55	6,00	185,8	114745,8	202,2	3,094	1,799	0,228	194,46
	4-2	2,63	2,53	6,00	200,3	108835,4	205,5	3,120	1,976	0,256	194,46
	4-3	2,64	2,54	6,00	172,6	114095,9	185,1	2,821	1,664	0,230	194,46
5A	5A-1	3,01	2,91	6,00	279,2	92282,5	367,0	6,407	4,755	4,755	194,46
	5A-2	3,05	2,95	6,00	265,9	90793,1	363,5	6,435	4,901	4,901	194,46
	5A-3	3,06	2,96	6,00	264,1	91602,3	328,8	5,839	2,543	2,543	194,46
5B	5B-1	2,90	2,80	6,00	259,3	74267,8	326,5	5,485	4,606	3,125	194,46
	5B-2	3,02	2,92	6,00	260,6	68008,3	302,0	5,290	2,961	2,055	194,46
	5B-3	3,09	2,99	6,00	249,3	95344,7	267,4	4,797	1,106	0,934	194,46
6	6-1	2,92	2,82	6,00	266,3	100978,1	280,3	4,743	3,957	0,891	194,86
	6-2	2,94	2,84	6,00	269,5	71582,5	315,2	5,371	2,734	1,941	194,86
	6-3	2,97	2,87	6,00	271,1	99208,2	320,6	5,521	2,451	2,451	194,86
7	7-1	3,01	2,91	6,00	250,6	91763,3	352,5	6,154	5,648	4,799	194,06
	7-2	3,01	2,91	6,00	252,9	72729,9	360,4	6,292	5,891	5,702	194,06
	7-3	3,02	2,92	6,00	253,5	93627,8	354,2	6,205	5,431	5,017	194,06
8	8-1	3,18	3,08	6,00	214,0	77993,7	232,3	4,293	3,396	0,868	192,48
	8-2	3,20	3,10	6,00	219,2	76884,2	226,9	4,221	3,086	0,633	192,48
	8-3	3,21	3,11	6,00	230,4	76838,8	244,5	4,562	3,703	0,812	192,48
9	9-1	3,15	3,05	6,00	131,2	80846,5	131,2	2,401	0,299	0,235	190,49
	9-2	3,18	3,08	6,00	179,8	78471,1	179,8	3,323	0,244	0,244	190,49
	9-3	3,17	3,07	6,00	221,5	79476,9	221,5	4,079	0,384	0,366	190,49

Tabella 3.6 Risultati Prove D.o.E. N° 2 con Livello del Fattore Fv costante, pari a 7,024 kN

3.5 ANOVA

L'analisi della varianza ANOVA permette di ottenere informazioni sugli effetti esercitati da determinati fattori su di una variabile di interesse; nel nostro caso, le variabili sono le proprietà meccaniche dei giunti, *UTS* e *YS*, ed i fattori sono i parametri del processo di saldatura (velocità di rotazione, velocità di avanzamento e pressione). Si possono stimare, inoltre, gli effetti di una possibile interazione, anche non lineare tra i fattori, non consentita con una sperimentazione "classica".

L'Anova è un procedimento di inferenza che permette di confrontare più gruppi (più di due livelli del fattore) di dati confrontando la varianza *interna* a questi gruppi con la varianza *tra* i gruppi.

Le assunzioni alla base dell'ANOVA sono le seguenti:

- 1) Le osservazioni devono essere tra loro indipendenti;
- 2) La variabile dipendente deve avere distribuzione normale;
- 3) Le varianze devono essere omogenee.

Posta con il simbolo " μ " la media della variabile dipendente e indicate con $\mu_1, \mu_2, \dots, \mu_k$ le medie delle variabili dipendenti misurate per ogni livello dei fattori (trattamento) in esame, si pongono le due ipotesi:

- l'analisi della varianza verifica l'ipotesi nulla, H_0 , quando tutte le medie sono uguali tra di loro, ovvero quando $\mu_1 = \mu_2 = \dots = \mu_k = \mu$;
- l'ipotesi alternativa è H_1 : almeno una media è diversa dalle altre; condizione, questa, che si esprime con $\mu_k \neq \mu$.

Intuitivamente, la verifica di ipotesi si basa sul seguente ragionamento: la variabilità totale della variabile dipendente è composta dalle due seguenti componenti, la variabilità dei vari trattamenti e la variabilità dell'errore:

$$SS_{\text{Totale}} = SS_{\text{trattamenti}} + SS_{\text{errore}}$$

In pratica, se la variabilità introdotta da un livello di un fattore- $SS_{\text{trattamenti}}$ - è dello stesso ordine di grandezza di quella introdotta dall'errore- SS_{errore} - l'ipotesi H_0 può essere accettata e quindi si conclude che il fattore non ha effetto sulla variabile in esame. In caso contrario, se la variabilità introdotta dal fattore è maggiore di quella dell'errore si rigetta l'ipotesi H_0 con un alto livello di significatività. Per avere una stima degli effetti dei vari fattori si fa riferimento al coefficiente "Fo" di Fisher (Figura 3.14) e al "P-value" che rappresenta il rischio di rifiutare erroneamente l'ipotesi nulla H_0 .

ANOVA A 3 FATTORI - STIMA DEGLI EFFETTI

ANOVA

Fonte di variabilità	Somma dei quadrati	Gradi di libertà	Mean Square	ValoreAtteso dei MS	F ₀
A	SS_A	a-1	MS_A	$\sigma^2 + \frac{bcn \sum \tau_i^2}{a-1}$	$\frac{MS_A}{MS_E}$
B	SS_B	b-1	MS_B	$\sigma^2 + \frac{acn \sum \beta_j^2}{b-1}$	$\frac{MS_B}{MS_E}$
C	SS_C	c-1	MS_C	$\sigma^2 + \frac{abn \sum \gamma_k^2}{c-1}$	$\frac{MS_C}{MS_E}$
AB	SS_{AB}	(a-1)(b-1)	MS_{AB}	$\sigma^2 + \frac{cn \sum \sum (\tau\beta)_{ij}^2}{(a-1)(b-1)}$	$\frac{MS_{AB}}{MS_E}$
AC	SS_{AC}	(a-1)(c-1)	MS_{AC}	$\sigma^2 + \frac{bn \sum \sum (\tau\gamma)_{ik}^2}{(a-1)(c-1)}$	$\frac{MS_{AC}}{MS_E}$
BC	SS_{BC}	(b-1)(c-1)	MS_{BC}	$\sigma^2 + \frac{an \sum \sum (\beta\gamma)_{jk}^2}{(b-1)(c-1)}$	$\frac{MS_{BC}}{MS_E}$
ABC	SS_{ABC}	(a-1)(b-1)(c-1)	MS_{ABC}	$\sigma^2 + \frac{n \sum \sum \sum (\tau\beta\gamma)_{ijk}^2}{(a-1)(b-1)(c-1)}$	$\frac{MS_{ABC}}{MS_E}$
Errore	SS_E	abc(n-1)	MS_E	σ^2	
Totale	SS_Y	abcn-1			

Figura 3.14 Analisi della Varianza a 3 Fattori (A, B e C) in Formula Tabulare

In Figura 3.15, è descritto un modello statistico ANOVA a 3 fattori (A, B e C).

ANOVA A 3 FATTORI

Modello statistico (3 fattori) Numero di osservazioni totali: $abcn$

$$Y_{ijkl} = \mu + \tau_i + \beta_j + \gamma_k + (\tau\beta)_{ij} + (\tau\gamma)_{ik} + (\beta\gamma)_{jk} + (\tau\beta\gamma)_{ijk} + \varepsilon_{ijkl}$$

$$\begin{cases} i = 1, 2, \dots, a \\ j = 1, 2, \dots, b \\ k = 1, 2, \dots, c \\ l = 1, 2, \dots, n \end{cases}$$

- Y_{ijkl} è variabile casuale che indica l'ijkl-esima osservazione
- μ è il valore atteso totale, è un parametro comune a tutti i livelli dell'esperimento
- τ_i è l'effetto dell'i-esimo livello del fattore A
- β_j è l'effetto del j-esimo livello del fattore B
- γ_k è l'effetto del k-esimo livello del fattore C
- $(\tau\beta)_{ij}$ è l'effetto dell'interazione tra il fattore A e il fattore B
- $(\tau\gamma)_{ik}$ è l'effetto dell'interazione tra il fattore A e il fattore C
- $(\beta\gamma)_{jk}$ è l'effetto dell'interazione tra il fattore B e il fattore C
- $(\tau\beta\gamma)_{ijk}$ è l'effetto dell'interazione tra il fattore A, il fattore B e il fattore C
- ε_{ijkl} rappresenta la componente dell'errore casuale avente distribuzione normale con media zero e varianza σ^2 .

Figura 3.15 Modello Statistico ANOVA a 3 Fattori

Si verifica l'ipotesi nulla per determinare quali sono i fattori di influenza, fissato un intervallo di attendibilità dei risultati pari al 95% ($>95\% \rightarrow P < 0.050$). L'indicatore statistico "R2" fornisce una percentuale della precisione del modello utilizzato e quindi è un valido riferimento per ricercare i parametri di processo ottimali.

Con la funzione del *Software Minitab* di analisi statistica, *Regression Model Selection – Best Subset*, si generano tutti i modelli di regressione possibili con uno o più fattori, fornendo come indicatori il coefficiente R2, la varianza " σ^2 " e il coefficiente Mallow's "Cp". Il modello ottimale è quello col coefficiente Cp di valore minore.

Dalla tabella risultante dalle regressioni, si estrae quella col Cp più basso e con i fattori in essa indicati si effettua un'ulteriore regressione per verificare l'esattezza e la precisione del modello (Figura 3.15).

Un supporto ai dati tabulari è fornito dalle seguenti visualizzazioni grafiche:

- **Main Effect Plot**, sintetizza l'influenza sulla variabile dei soli effetti principali; un effetto molto ampio indica un fattore molto importante per la stima del modello.
- **Interaction Plot**, visualizza gli effetti delle interazioni di tutti i fattori; l'assenza di interazioni è caratterizzata da due semirette parallele, quindi non convergenti e non intersecanti;
- **Estimated Response Surface**, rappresentazione 3D del modello di regressione per due fattori principali;
- **Residual Plot**, prospetto riepilogativo dell'analisi dei residui, cioè dello scarto fra il modello ed il sistema reale.

3.5.1 ANOVA – UTS

Gli effetti statisticamente significativi per UTS sono rappresentati dai termini in grassetto della seguente Tabella (Costante, Fv, Vr*Vr), ai quali corrispondono valori di $P < 0,05$:

Response Surface Regression: UTS versus Va; Vr; Posizione; Fv

Estimated Regression Coefficients for UTS

Term	Coef	SE Coef	T	P
Constant	302,879	18,225	16,619	0,000
Va	-10,288	9,968	-1,032	0,307
Vr	0,337	9,968	0,034	0,973
Posizione	-3,768	9,457	-0,398	0,692
Fv	29,413	7,721	3,809	0,000
Va*Va	-18,253	15,985	-1,142	0,259
Vr*Vr	-66,645	15,985	-4,169	0,000
Posizione*Posizione	-20,885	16,379	-1,275	0,209
Va*Vr	12,909	12,209	1,057	0,296
Va*Posizione	0,679	12,209	0,056	0,956
Va*Fv	6,983	9,968	0,700	0,487
Vr*Posizione	-5,559	12,209	-0,455	0,651
Vr*Fv	-2,992	9,968	-0,300	0,765
Posizione*Fv	1,848	9,457	0,195	0,846

S = 59,8093 PRESS = 309975
R-Sq = 46,61% R-Sq(pred) = 0,00% **R-Sq(adj) = 31,52%**

Analysis of Variance for UTS

Source	DF	Seq SS	Adj SS	Adj MS	F	P
Regression	13	143666	143666	11051	3,09	0,002
Linear	4	56290	56290	14072	3,93	0,008
Square	3	80410	80410	26803	7,49	0,000
Interaction	6	6967	6967	1161	0,32	0,921
Residual Error	46	164549	164549	3577		
Lack-of-Fit	40	153245	153245	3831	2,03	0,189
Pure Error	6	11303	11303	1884		
Total	59	308215				

Il P-value (o P, più brevemente scritto) relativo al *Lack-of-Fit* (variazione dovuta al modello inadeguato) è $> 0,05$ e quindi lo scostamento del modello statistico dal sistema reale è trascurabile; questo è confermato anche dall'analisi dei residui in Figura 3.16.

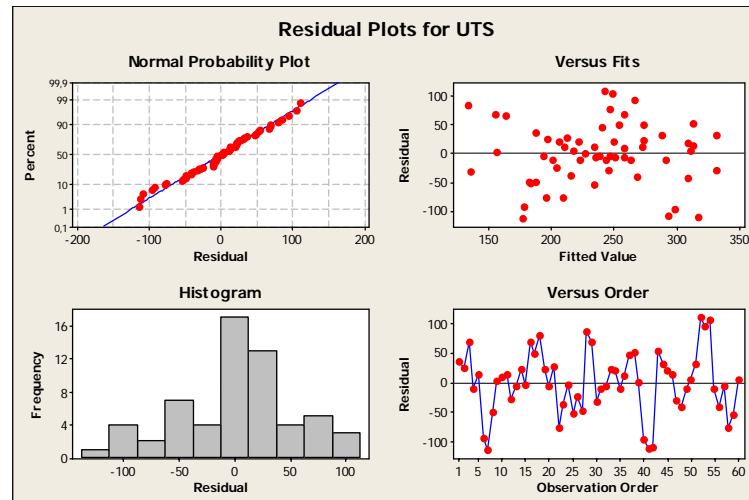


Figura 3.16 Diagrammi dei Residui per UTS

È stata poi condotta un'analisi di *Best Subset* per vedere quali fattori incidono maggiormente sul processo in esame, in maniera tale da poter essere presi in considerazione per la successiva analisi di regressione.

I risultati dell'analisi di *Best Subset* sono illustrati di seguito:

Si osserva che non vi è un'influenza del fattore "Posizione", cioè il processo di saldatura raggiunge uno stato stazionario tale da garantire uniformità di proprietà nella direzione di saldatura. Il grafico degli effetti principali conferma quanto previsto dal modello seguente.

Regression Analysis: UTS versus Vr; Va*Va; Vr*Vr; Va*Fv

L'equazione della regressione per UTS è:

$$UTS = - 1193 + 2,44 Vr + 92,2 Fv - 0,00174 Vr*Vr$$

Predictor	Coef	SE Coef	T	P
Constant	-1193,2	238,9	-5,00	0,000
Vr	2,4407	0,5343	4,57	0,000
Fv	92,20	23,35	3,95	0,000
Vr*Vr	-0,0017422	0,0003801	-4,58	0,000

S = 57,6898 R-Sq = 39,5% **R-Sq(adj) = 36,3%**

Analysis of Variance

Source	DF	SS	MS	F	P
Regression	3	121841	40614	12,20	0,000
Residual Error	56	186374	3328		
Total	59	308215			

Dal modello di regressione si evince che UTS è funzione principalmente dei termini lineari, Vr e Fv, rispetto al termine quadratico Vr*Vr. L'analisi dei residui normale in Figura 3.17 ed i seguenti grafici (Figure 3.18 e 3.19) supportano i dati tabulari sopra descritti.

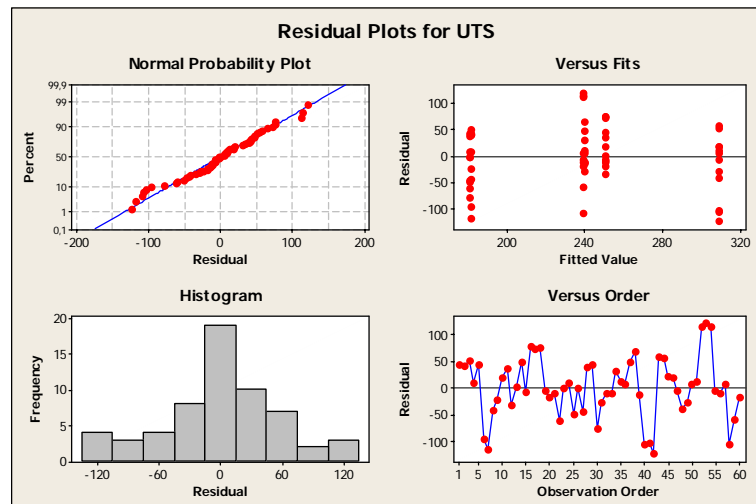


Figura 3.17 Diagrammi dei Residui per UTS

E' interessante notare, dal *Main Effects Plot* e dai grafici *Surface Plots*, come i valori *UTS* aumentano in maniera proporzionale alla Forza Verticale F_v e che l'andamento di *UTS* in funzione di V_r sia quadratico, con valori di picco massimo positivo in prossimità del punto centrale del piano sperimentale ($V_r = 700\text{RPM}$ e $V_a = 225\text{ mm/min}$); inoltre dai grafici seguenti, *UTS* può considerarsi "costante" rispetto a variazioni della posizione del giunto e della velocità di avanzamento.

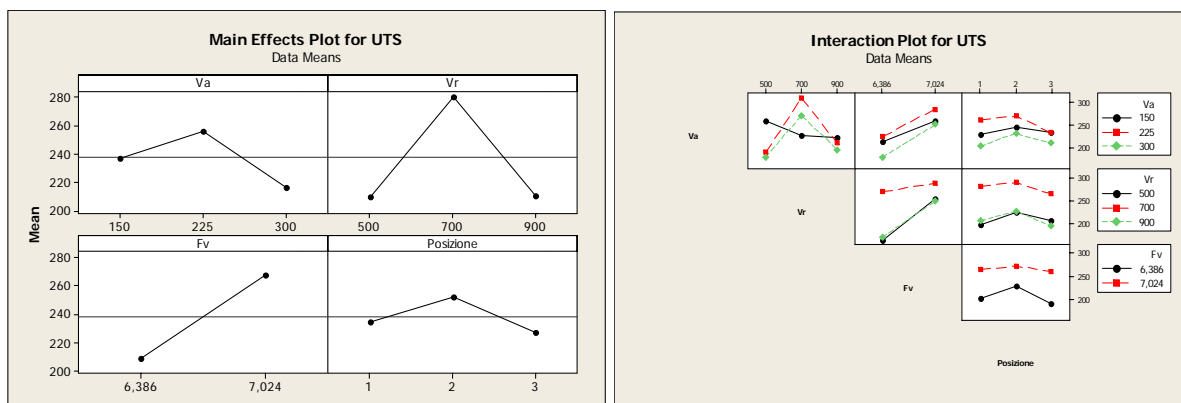


Figura 3.18 Diagrammi Effetti Principali per UTS

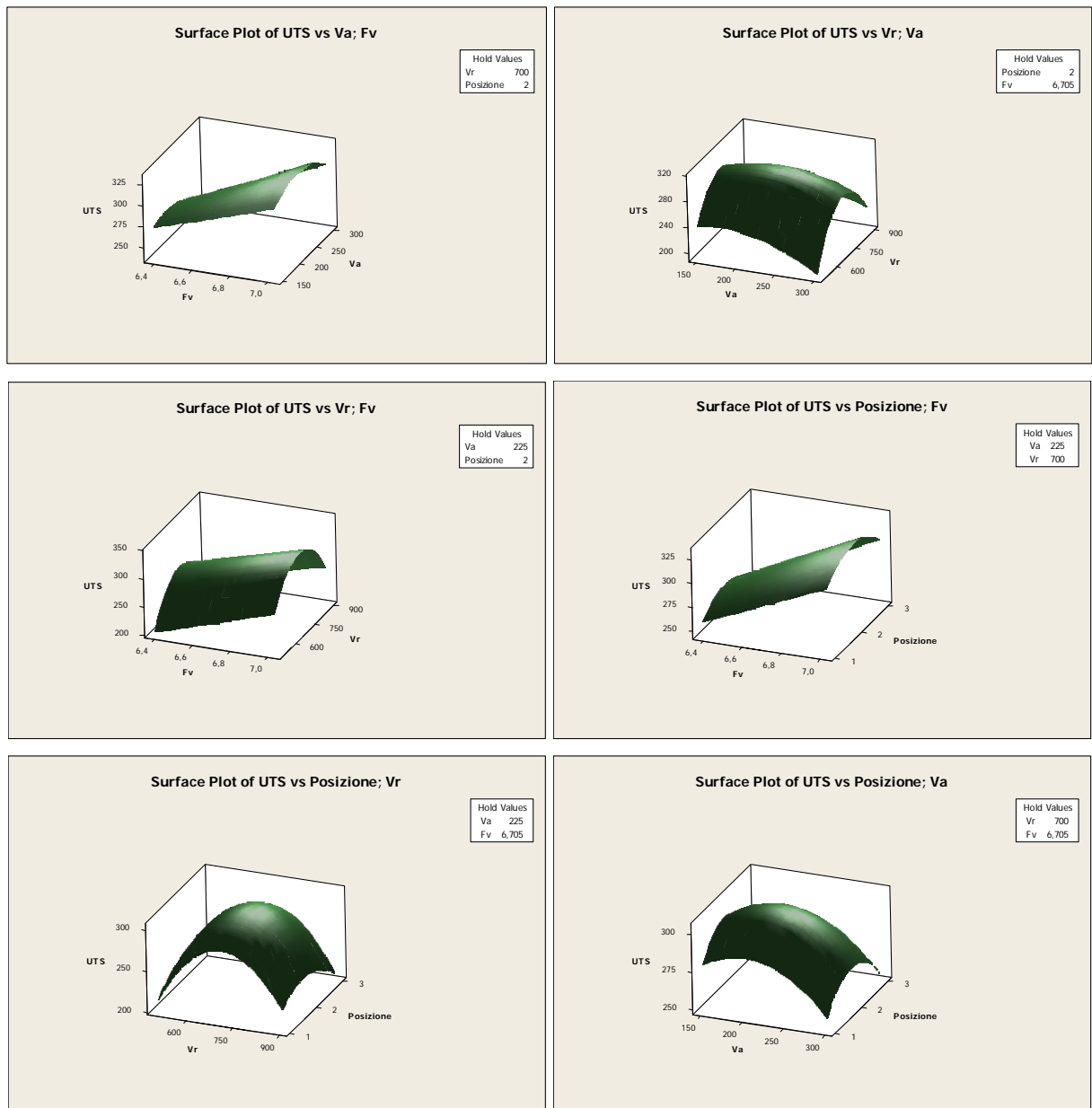


Figura 3.19 *Estimated Response Surface Plots per UTS*

3.5.2 ANOVA –YS

L'analisi della varianza per la caratteristica in esame, YS, mostra che i termini significativi (con $P < 0,05$) per il modello statistico, come per UTS, sono la costante, la forza verticale e il quadrato della velocità di rotazione con un $R-Sq(adj)$ (R^2) basso, pari a 25,18%. Il *Lack-of-Fit* con $P = 0,000$, indica che la variazione del modello statistico è significativa; un'evidenza

ulteriore di tale scostamento è data dall'analisi dei residui non normale in Figura 3.20, oltre che ad un valore di R2 basso.

Response Surface Regression: YS versus Va; Vr; Posizione; Fv

Estimated Regression Coefficients for YS

Term	Coef	SE Coef	T	P
Constant	253,195	14,419	17,560	0,000
Va	-5,298	7,886	-0,672	0,505
Vr	4,789	7,886	0,607	0,547
Posizione	-0,637	7,482	-0,085	0,932
Fv	21,165	6,109	3,465	0,001
Va*Va	-4,039	12,646	-0,319	0,751
Vr*Vr	-49,210	12,646	-3,891	0,000
Posizione*Posizione	-14,633	12,959	-1,129	0,265
Va*Vr	-3,876	9,659	-0,401	0,690
Va*Posizione	-0,115	9,659	-0,012	0,991
Va*Fv	9,334	7,886	1,184	0,243
Vr*Posizione	-8,419	9,659	-0,872	0,388
Vr*Fv	2,392	7,886	0,303	0,763
Posizione*Fv	3,563	7,482	0,476	0,636

S = 47,3181 PRESS = 195229
R-Sq = 41,66% R-Sq(pred) = 0,00% **R-Sq(adj) = 25,18%**

Analysis of Variance for YS

Source	DF	Seq SS	Adj SS	Adj MS	F	P
Regression	13	73559	73559	5658,4	2,53	0,010
Linear	4	28731	28731	7182,8	3,21	0,021
Square	3	38916	38916	12971,9	5,79	0,002
Interaction	6	5912	5912	985,4	0,44	0,848
Residual Error	46	102994	102994	2239,0		
Lack-of-Fit	40	102504	102504	2562,6	31,36	0,000
Pure Error	6	490	490	81,7		
Total	59	176553				

Il *Lack-of-Fit* è giustificato probabilmente dalle seguenti osservazioni di misura anomale:

Unusual Observations for YS

Obs	StdOrder	YS	Fit	SE Fit	Residual	St Resid
6	6	11,088	157,964	22,779	-146,876	-3,54 R
7	7	63,365	160,772	27,867	-97,407	-2,55 R
25	25	78,326	161,570	22,779	-83,244	-2,01 R

R denotes an observation with a large standardized residual.

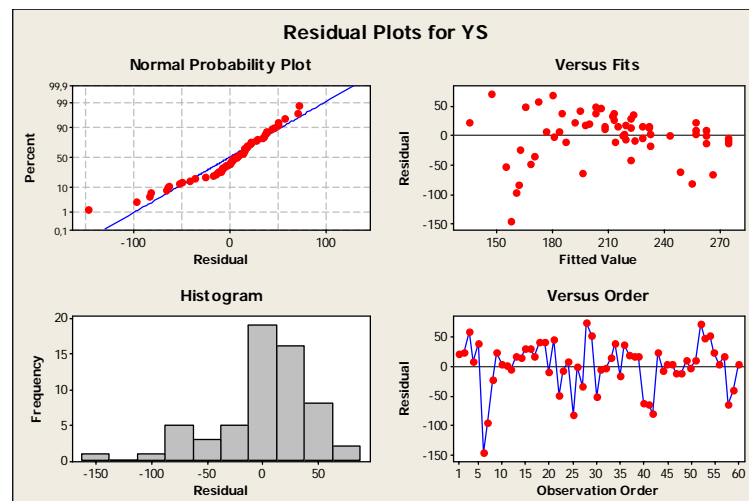


Figura 3.20 Diagrammi dei Residui per YS

Come si vede dall'analisi del *Best Subsets*, anche per YS, non vi è un'influenza del fattore "Posizione", cioè il processo di saldatura raggiunge uno stato stazionario tale da garantire uniformità di proprietà nella direzione di saldatura.

Dall'analisi del *Best Subsets* si sceglie la regressione con Cp minore:

Best Subsets Regression: YS versus Va; Vr; ...

Response is YS

Vars	R-Sq	R-Sq(adj)	Mallows Cp	S	V a	V r	V n	F v	V a	V r	V n	F v	V a	V r	V n	F v
1	15,2	13,8	10,8	50,800				X								
1	2,3	0,6	21,1	54,546												X
2	28,3	25,8	2,5	47,116					X							X
2	20,8	18,0	8,5	49,541	X				X							
3	36,0	32,6	-1,5	44,924	X	X			X							
3	35,8	32,4	-1,4	44,974	X				X							X
4	38,2	33,7	-1,3	44,527	X	X			X				X			
4	36,7	32,1	-0,1	45,080	X		X	X	X							
5	38,4	32,7	0,5	44,863	X	X			X	X						X
5	38,4	32,7	0,6	44,890	X	X		X	X							X
6	39,9	33,1	1,4	44,738	X	X		X	X	X						X
6	39,9	33,1	1,4	44,758	X	X	X		X	X	X					
7	40,8	32,9	2,7	44,823	X	X	X		X	X	X	X				
7	40,8	32,8	2,7	44,851	X	X			X	X	X	X	X			X
8	41,2	32,0	4,4	45,115	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X		X
8	41,0	31,8	4,5	45,182	X	X	X		X	X	X	X	X	X		
9	41,4	30,9	6,2	45,484	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X
9	41,3	30,8	6,3	45,513	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X
10	41,5	29,6	8,1	45,895	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X
10	41,5	29,6	8,1	45,900	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X
11	41,7	28,3	10,0	46,325	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X
11	41,5	28,2	10,1	46,368	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X
12	41,7	26,8	12,0	46,812	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X
12	41,7	26,8	12,0	46,815	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X
13	41,7	25,2	14,0	47,318	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X

Con i termini Vr, Va, Va*Fv, Va*Vr e Vr*Vr si effettua un'ulteriore regressione:

Regression Analysis: YS versus Vr; Va; Vr*Vr; Va*Vr; Va*Fv

The regression equation is

$$YS = - 411 + 1,83 Vr - 1,91 Va - 0,00125 Vr*Vr - 0,000258 Va*Vr + 0,301 Va*Fv$$

Predictor	Coef	SE Coef	T	P
Constant	-411,2	171,6	-2,40	0,020
Vr	1,8280	0,4376	4,18	0,000
Va	-1,9069	0,6834	-2,79	0,007
Vr*Vr	-0,0012471	0,0002956	-4,22	0,000
Va*Vr	-0,0002584	0,0006105	-0,42	0,674
Va*Fv	0,30084	0,07813	3,85	0,000

S = 44,8628 R-Sq = 38,4% R-Sq(adj) = 32,7%

Analysis of Variance

Source	DF	SS	MS	F	P
Regression	5	67869	13574	6,74	0,000
Residual Error	54	108684	2013		
Total	59	176553			

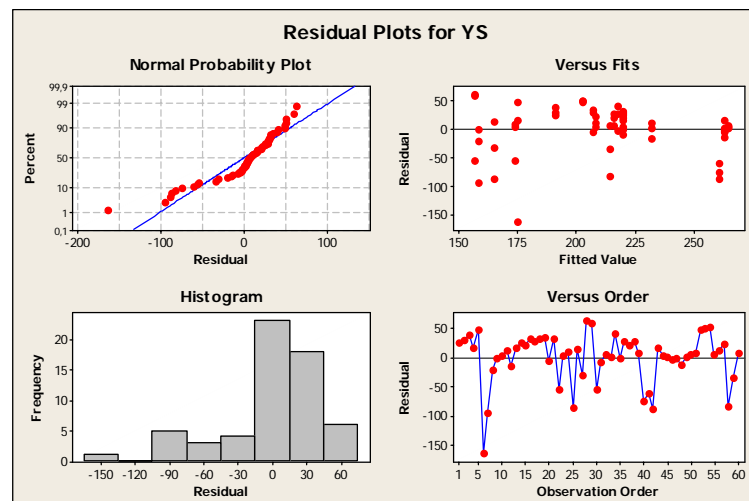


Figura 3.21 Diagrammi dei Residui per UTS

Dai grafici in Figura 3.22 si evidenzia come la YS sia maggiormente influenzata dalle variazioni di Vr e Fv ed in particolare, come visto per UTS, i valori YS aumentano con incrementi positivi della Forza Verticale.

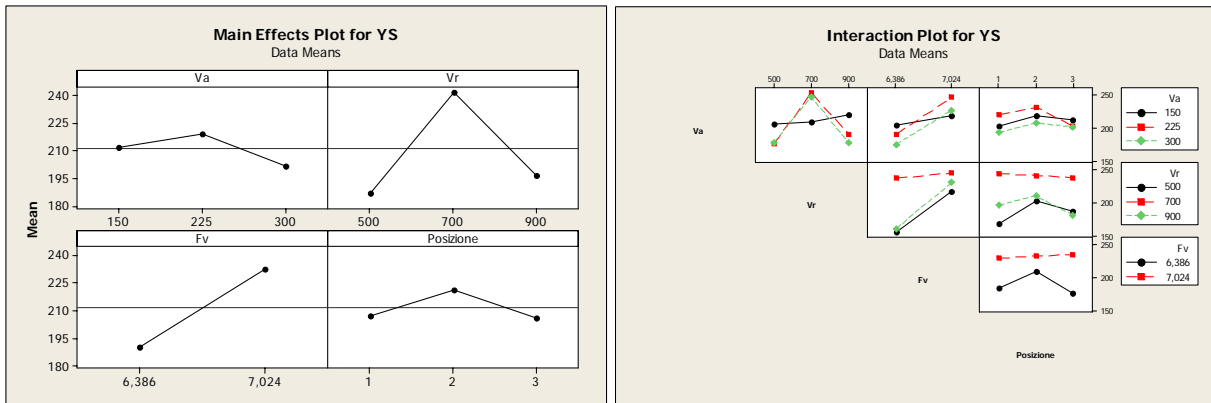


Figura 3.22 Diagrammi Effetti Principali per YS

Dai grafici in Figura 3.23, come nel caso precedente per UTS, si nota che YS assume valori massimi in corrispondenza di giunti saldati con Vr pari a 700 rpm

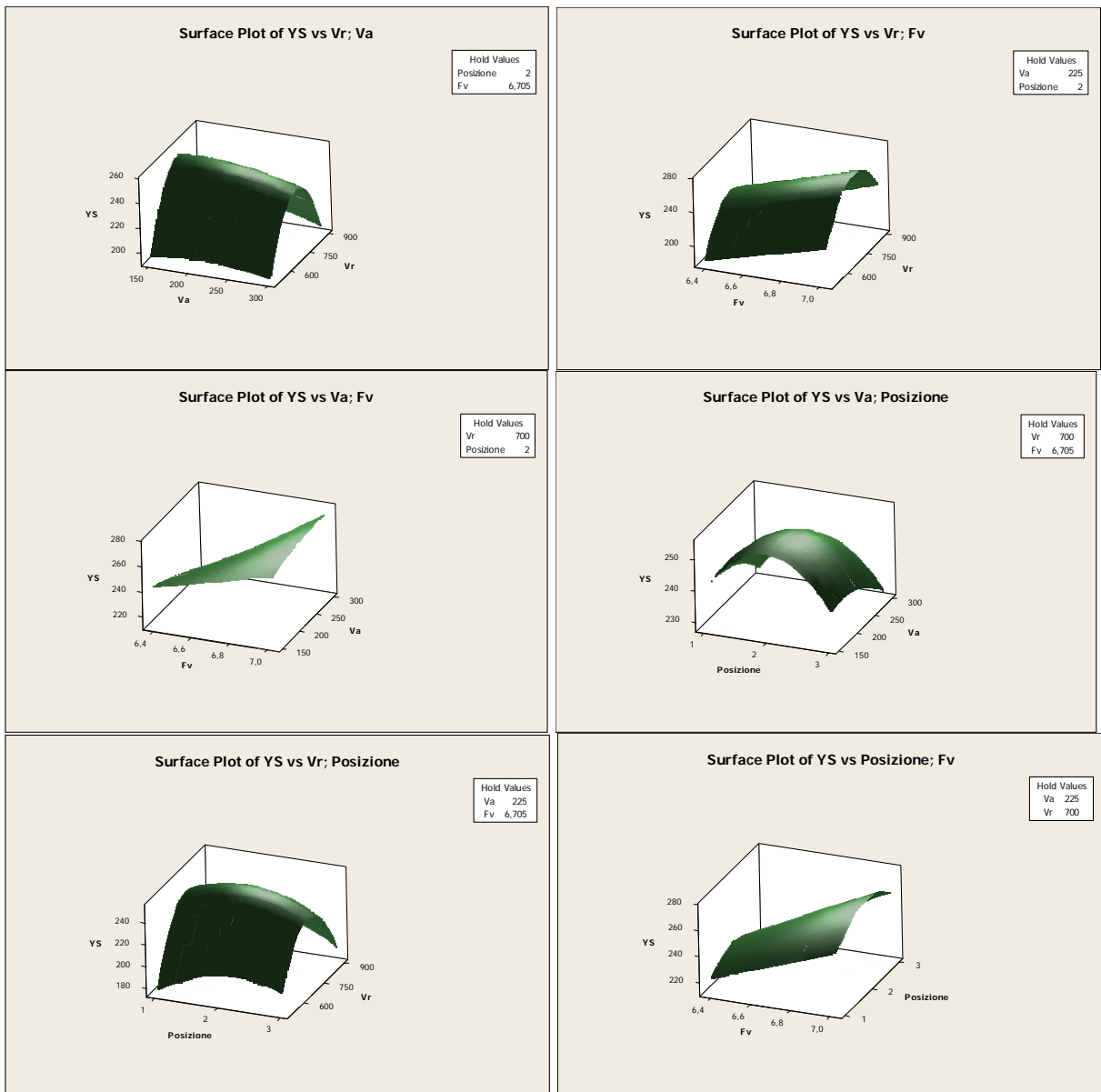


Figura 3.23 Estimated Response Surface Plots per YS

3.5.3 ANOVA – Tmax

E' stata effettuata l'analisi della varianza per la Temperatura Massima nella zona saldata per verificare quali fossero i parametri influenti; l'ANOVA, in questo caso, mostra che Tmax dipende da tutti i parametri di processo (Va, Vr e Fv), compresi i termini non lineari e del secondo ordine. Il *Lack-of-Fit* è trascurabile e ciò è confermato dall'analisi dei residui in Figura 3.24 oltre che dal valore elevato di R2 pari a 76,17%.

Response Surface Regression: Tmax versus Va; Vr; Fv

The analysis was done using coded units.

Estimated Regression Coefficients for Tmax

Term	Coef	SE Coef	T	P
Constant	193,101	0,3201	603,199	0,000
Va	0,530	0,1751	3,027	0,004
Vr	0,462	0,1751	2,641	0,011
Posizione	-0,000	0,1661	-0,000	1,000
Fv	1,031	0,1356	7,606	0,000
Va*Va	1,134	0,2808	4,037	0,000
Vr*Vr	-1,049	0,2808	-3,736	0,001
Posizione*Posizione	-0,000	0,2877	-0,000	1,000
Va*Vr	1,290	0,2144	6,016	0,000
Va*Posizione	-0,000	0,2144	-0,000	1,000
Va*Fv	-0,860	0,1751	-4,912	0,000
Vr*Posizione	0,000	0,2144	0,000	1,000
Vr*Fv	1,126	0,1751	6,430	0,000
Posizione*Fv	0,000	0,1661	0,000	1,000

S = 1,05055 PRESS = 84,6802
R-Sq = 81,42% R-Sq(pred) = 69,01% **R-Sq(adj) = 76,17%**

Analysis of Variance for Tmax

Source	DF	Seq SS	Adj SS	Adj MS	F	P
Regression	13	222,487	222,487	17,114	15,51	0,000
Linear	4	81,653	81,653	20,413	18,50	0,000
Square	3	28,640	28,640	9,547	8,65	0,000
Interaction	6	112,194	112,194	18,699	16,94	0,000
Residual Error	46	50,768	50,768	1,104		
Lack-of-Fit	40	42,271	42,271	1,057	0,75	0,738
Pure Error	6	8,497	8,497	1,416		
Total	59	273,255				

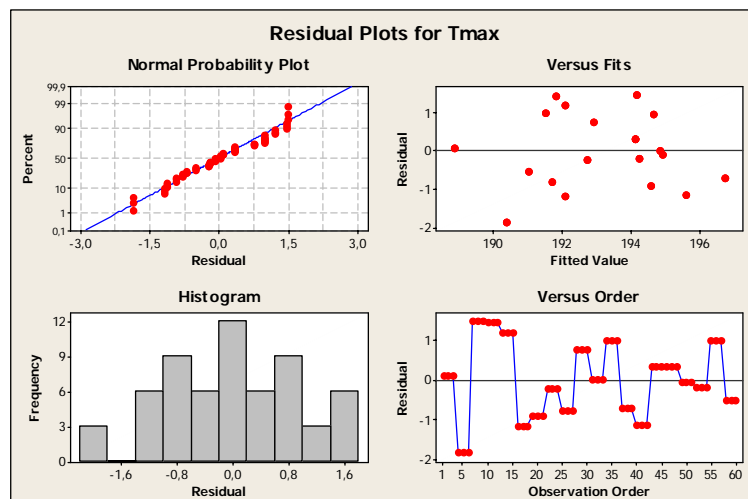


Figura 3.24 Diagrammi dei Residui per Tmax

Dalla funzione *Best Subsets* si estraggono i seguenti modelli di regressione per Tmax:

Best Subsets Regression: Tmax versus Va; Vr; ...

Response is Tmax

Vars	R-Sq	R-Sq(adj)	Mallows Cp	S	V	V	V	V	V
1	23,4	22,0	154,4	1,9002					
1	10,1	8,6	190,7	2,0578					
2	38,1	35,9	116,0	1,7230					
2	34,2	31,9	126,6	1,7760	X				
3	45,5	42,6	97,6	1,6308					
3	42,9	39,8	104,8	1,6695	X	X			
4	60,2	57,3	59,3	1,4062	X				
4	58,1	55,1	65,0	1,4426					
5	72,6	70,1	27,1	1,1766	X	X			
5	70,9	68,2	31,9	1,2140	X	X			
6	79,0	76,6	11,8	1,0418	X	X	X		
6	75,7	73,0	20,7	1,1189	X	X	X		
7	81,4	78,8	7,2	0,98982	X	X	X	X	X
7	80,2	77,5	10,5	1,0211	X	X	X	X	X
8	81,4	78,5	9,0	0,99772	X	X	X	X	X

Tra questi modelli è stato scelto quello con Cp più basso (Cp = 7,2). Con i fattori indicati nel modello scelto (Va,Vr, Vr*Vr, Va*Vr, Va*Va, Va*Fv e Vr*Fv), si effettua un'ulteriore regressione per verificare l'esattezza e la precisione del modello (Figura 3.25).

Regression Analysis: Tmax versus Vr; Va; ...

L'equazione della regressione per Tmax è:

$$T_{max} = 201 - 0,0931 V_r + 0,110 V_a - 0,000026 V_r * V_r + 0,000086 V_a * V_r - 0,0378 V_a * F_v + 0,000202 V_a * V_a + 0,0168 V_r * F_v$$

Predictor	Coef	SE Coef	T	P
Constant	200,790	4,153	48,35	0,000
Vr	-0,09311	0,01509	-6,17	0,000
Va	0,10985	0,04241	2,59	0,012
Vr*Vr	-0,00002622	0,00000661	-3,97	0,000
Va*Vr	0,00008600	0,00001347	6,38	0,000
Va*Fv	-0,037833	0,005288	-7,15	0,000
Va*Va	0,00020152	0,00004703	4,29	0,000
Vr*Fv	0,016820	0,001714	9,81	0,000

S = 0,989816 R-Sq = 81,4% R-Sq(adj) = 78,8%

Analysis of Variance

Source	DF	SS	MS	F	P
Regression	7	222,308	31,758	32,42	0,000
Residual Error	52	50,946	0,980		
Total	59	273,255			

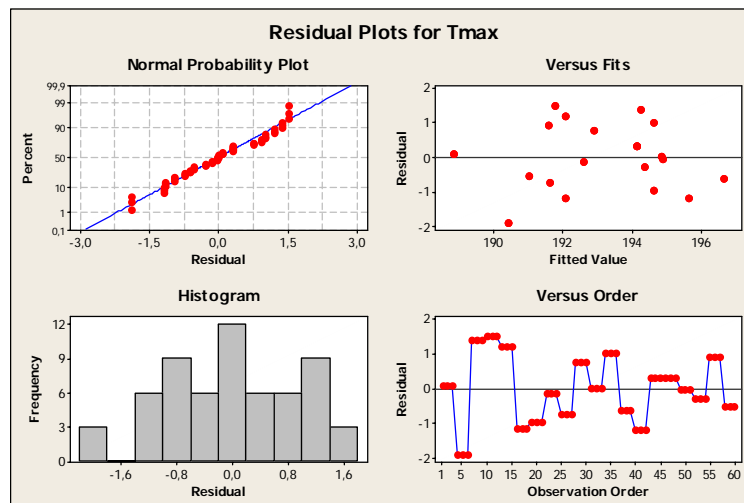


Figura 3.25 Diagrammi dei Residui per Tmax

Anche in questo caso (Figura 3.26), Tmax aumenta proporzionalmente ad incrementi positivi di Fv. A differenza di quanto visto per UTS e per YS, i valori di temperatura sono influenzati in maniera significativa anche dalla velocità di avanzamento oltre che da Fv e Vr.

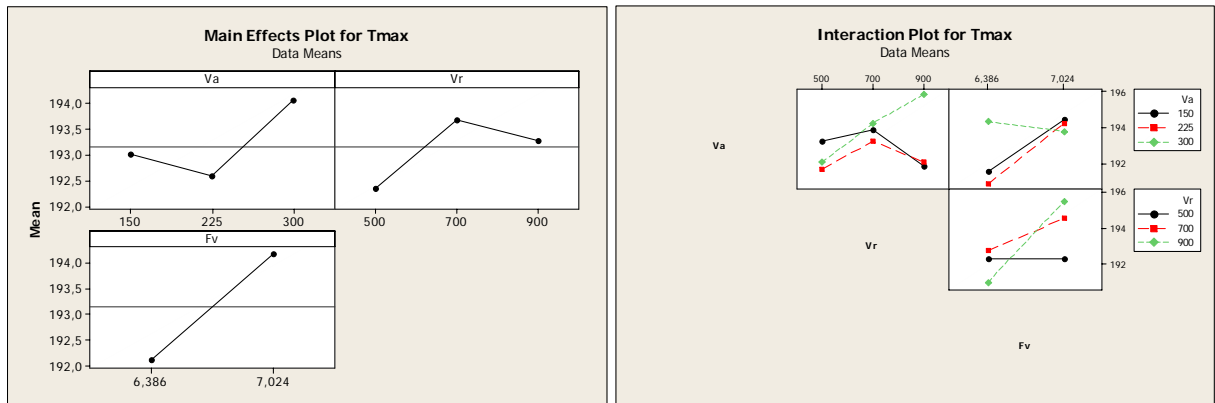


Figura 3.26 Diagrammi Effetti Principali per Tmax

Dall'analisi dei grafici *Contour Plots* e *Surface Plots* in Figura 3.27 si osserva che Tmax assume valori maggiori in corrispondenza di valori Fv ,Va e Vr elevati.

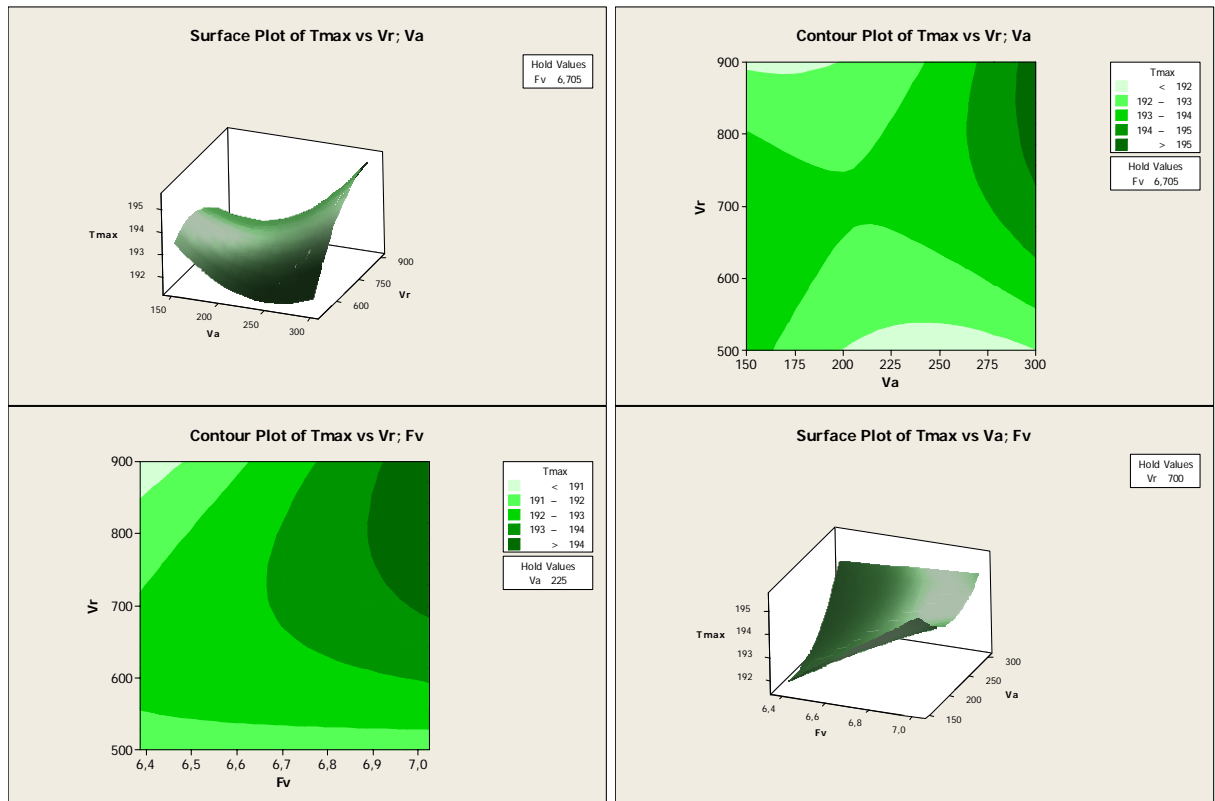


Figura 3.27 Estimated Response Surface Plots per Tmax

3.6 Analisi dei Dati Sperimentali

Dall'analisi dei dati ANOVA e delle caratteristiche tensili dei giunti in lega 2198 T851 (Tabelle 3.5 e 3.6) si è visto che la Forza Verticale F_v , oltre ai fattori V_a e V_r , gioca un ruolo rilevante nel processo *FSW*, influenzando la qualità del giunto in maniera significativa. In particolare, dall'ANOVA risulta che i valori *UTS* e *YS* aumentano in modo proporzionale alla Forza Verticale e che assumono mediamente valori più elevati nella zona centrale del piano sperimentale (Tabelle 3.1 e 3.2), ovvero per valori di V_r pari a 700 rpm.

Confrontando i valori ottenuti dalle prove di trazione statica con le caratteristiche del materiale base, si è valutata l'efficienza espressa anche come resa (rapporto percentuale fra la proprietà meccanica del giunto in esame e l'analogo valore relativo al materiale di base in Tabella 3.7) del giunto, e quindi del processo di saldatura così come sviluppato ai fini della presente ricerca.

Grandezza LT	U.M.	Valore LT
<i>Yield Strength</i>	Mpa	433,325
<i>Modulus of Elasticity</i>	MPa	81279,808
<i>Tensile Strength</i>	MPa	490,4
<i>Peak Load</i>	kN	9,121
<i>Elongation at Fracture</i>	mm	3,638
	%	14,554
<i>Elongation at Peak</i>	mm	2,194
	%	8,775
<i>Speed of test</i>	mm/min	2

Tabella 3.7 Caratteristiche Tensili del materiale base 2198 T851 LT (Long Transverse)

Per una lettura più agevole dei dati riportati nelle Tabelle 3.5 e 3.6, ed una comprensione migliore delle proprietà esibite dai vari giunti, sono stati calcolati i valori medi di ciascuna grandezza *UTS* e *YS* e le relative rese dei giunti per ogni combinazione dei parametri di processo. Si riportano, di seguito, i risultati in forma tabellare (Tabelle 3.8, 3.9, 3.10 e 3.11) per un confronto immediato tra i vari provini.

Osservando le Tabelle seguenti, risulta che mediamente le rese sono elevate in corrispondenza del punto centrale del D.o.E., a conferma di quanto già osservato con l'ANOVA; la Resa UTS del punto centrale per la campagna D.o.E. N°1 - con Fv pari a 6,386 kN - è del 60% mentre per il piano D.o.E. N° 2 - con Fv pari a 7,024 kN- è del 66,5%; la Resa YS mostra nel medesimo punto valori rispettivamente di 56,7% per D.o.E. N°1 e del 60,7% per D.o.E. N° 2.

Le Tabelle 3.8 e 3.10 evidenziano, inoltre, che i valori medi massimi di UTS e YS si ottengono rispettivamente per i giunti ID N° 7 (Va=150 mm/min e Vr= 500 rpm) e ID N° 6 (Va=300 mm/min e Vr= 700 rpm) del piano sperimentale D.o.E. N° 2 (Tabella 3.2).

UTS _m [MPa]		V _a [mm/min]			Fv [kN]
		150	225	300	
Vr [rpm]	900	225,2	166,2	119,6	6,386
	700	256,5	294,4	238,6	
	500	161,7	147,7	181,6	
	900	222,6	256,0	273,2	7,024
	700	197,6	325,9	305,4	
	500	355,7	234,6	177,5	

Tabella 3.8 - Valori medi dell'UTS (rif. Tabelle 3.5 e 3.6)

Resa UTS _m [%]		V _a [mm/min]			Fv [kN]
		150	225	300	
Vr [rpm]	900	45,9	33,9	24,4	6,386
	700	52,3	60,0	48,6	
	500	33,0	30,1	37,0	
	900	45,4	52,2	55,7	7,024
	700	40,3	66,5	62,3	
	500	72,5	47,8	36,2	

Tabella 3.9 - Resa UTS_m (Rif. Tabella 3.8)

YS _m [MPa]		V _a [mm/min]			F _v [kN]
		150	225	300	
V _r [rpm]	900	222,6	141,6	119,6	6,386
	700	231,5	245,6	159,9	
	500	159,9	130,4	179,2	
	900	218,8	240,2	235,1	7,024
	700	186,3	263,1	269,0	
	500	252,3	221,2	177,5	

Tabella 3.10 - Valori medi di YS (rif. Tabelle 3.5 e 3.6)

Resa YS _m [%]		V _a [mm/min]			F _v [kN]
		150	225	300	
V _r [rpm]	900	51,4	32,7	27,6	6,386
	700	53,4	56,7	36,9	
	500	36,9	30,1	41,3	
	900	50,5	55,4	54,3	7,024
	700	43,0	60,7	62,1	
	500	58,2	51,0	41,0	

Tabella 3.11 - Resa YS_m (Rif. Tabella 3.10)

L'allungamento a rottura "A%" (rif. Tabella 3.7) per il materiale base è del 14,55% e non viene raggiunto in nessuna delle condizioni di saldatura testate. Il valore medio massimo dell'A%, pari a 5,7%, si ottiene per il provino ID N° 7 (500 rpm, 150 mm/min e 7,024 kN), proprio in corrispondenza del valore medio massimo riscontrato per UTS.

3.7 Conclusioni

In merito alla lega alluminio-litio *AA 2198 T851*, l'analisi dell'ANOVA e delle caratteristiche tensili risultanti, evidenziano che i parametri ottimali per il giunto - nella configurazione di processo considerata (impianto *FSW*, utensile, attrezzatura di serraggio, etc.) – sono mediamente quelli dati da combinazioni di V_r e V_f rispettivamente pari a 700 rpm e 7,024 kN.

I risultati ANOVA, oltre a confermare quanto innanzi detto, esprimono che non vi è influenza del fattore “Posizione” sui giunti, quindi il processo di saldatura raggiunge uno stato stazionario tale da garantire uniformità di proprietà nella direzione di saldatura.

Nel Capitolo 4 vedremo, che per il piano D.o.E. N° 3 (rif. Tabella 4.1) sono stati replicati dei giunti del D.o.E. N° 1 (ID N° 4, 5°, 5B, 6, 7, 8 e 9), e si osserva che i risultati in termini di UTS e YS sono ripetuti con buona approssimazione.

Per quanto suesposto si conclude che il processo in esame garantisce un'elevata ripetibilità e conferma il fatto che l'impianto innovativo *FSW* in questione è robusto, consentendo di realizzare giunti di notevole qualità e affidabilità in linea con i valori attesi in termini di resa, per saldature *FSW* su leghe di Alluminio Litio (rif. Tabella 2.11 del Capitolo 2).

Nel Capitolo successivo vedremo in dettaglio le difettologie dei giunti (*tunnel*, *swirl*, etc.) alle quali è attribuibile la causa di giunti scadenti in termini di proprietà meccaniche risultanti; per l'ottimizzazione del processo, e quindi dei giunti, è opportuno scegliere utensili con geometria e caratteristiche idonee e parametri (angolo di *tilt*, etc.) in grado di consentire un miglior mescolamento del materiale plasticizzato nell'area *Nugget*, dove tali difetti e la rottura dei provini si manifestano.

Capitolo 4

*Sviluppo Preliminare Metodologia di
Caratterizzazione di Giunti in Lega 2198 T851*

4.1 Introduzione

Questo Capitolo definisce le prove da eseguire su materiali e giunti, realizzati con lega 2198 T851, e saldati mediante *Friction Stir Welding*. L'attività è volta alla caratterizzazione preliminare (mediante prove metallografiche, di piega, di trazione, di microdurezza e di corrosione, queste ultime nel Capitolo 5) di giunti *FSW* realizzati con la lega innovativa 2198 T851 di interesse per il settore aeronautico. Sarà valutata, mediante ANOVA, l'influenza dei principali parametri di saldatura sulle caratteristiche e sulle proprietà di *butt joints* omogenei, realizzati con applicazione di *Design of Experiment* (DoE).

4.2 Descrizione Provini

Le lamiere in lega 2198 sono state saldate in configurazione *butt joint* nella condizione fisica iniziale T351 e successivamente portate nella condizione di trattamento termico finale, T851, solo dopo saldatura (rif. Tabella 3.4, Capitolo 3).

I giunti sono realizzati in direzione parallela a quella di laminazione "L" e tutte le prove sono state effettuate tenendo conto che la linea di saldatura (*welding line*) è posizionata perpendicolarmente alla direzione di applicazione della sollecitazione nel caso delle prove di trazione.

Sono stati ricavati da lamiere, sia saldate sia non saldate, di spessore 3,2 mm. tre tipologie di provini:

- 90 Provini per Prove di Trazione aventi geometria e dimensioni in accordo all'ASTM B557M ed alla Tabella 3.3 del Capitolo 3 (rif. D.o.E. N° 1 in Tabella 3.1, D.o.E. N° 2 in Tabella 3.2 e D.o.E. N° 3 in Tabella 4.1);
- 23 Provini per Prova di Piega (*bending*) aventi geometria e dimensioni in accordo all'ASTM E 190 [24] ed alla Figura 4.1;

- 17 Provini per Analisi Metallografiche e di Microdurezza, preparati in accordo a quanto previsto dalla ASTM E3 (Tabella 4.2 e Figura 4.2), aventi sezione con lunghezza 25 mm (centrata sulla linea di saldatura) e con altezza (spessore lamiera) 3,2 mm;










		Va [mm/min]		
		150	225	300
ω [rpm]	900	 PROVINO ID N. 1 (3,832 kN)	 PROVINO ID N. 2 (3,832 kN)	 PROVINO ID N. 3 (5,109 kN)
	700	 PROVINO ID N. 4 (6,386 kN)	 PROVINO ID N. 5A (6,386 kN) PROVINO ID N. 5B (6,386 kN)	 PROVINO ID N. 6 (6,386 kN)
	500	 PROVINO ID N. 7 (6,386 kN)	 PROVINO ID N. 8 (6,386 kN)	 PROVINO ID N. 9 (6,386 kN)

Tabella 4.1 DOE N° 3 per Prove di Trazione (Dimensioni Provini 2198 T851 in Tabella 3.3)

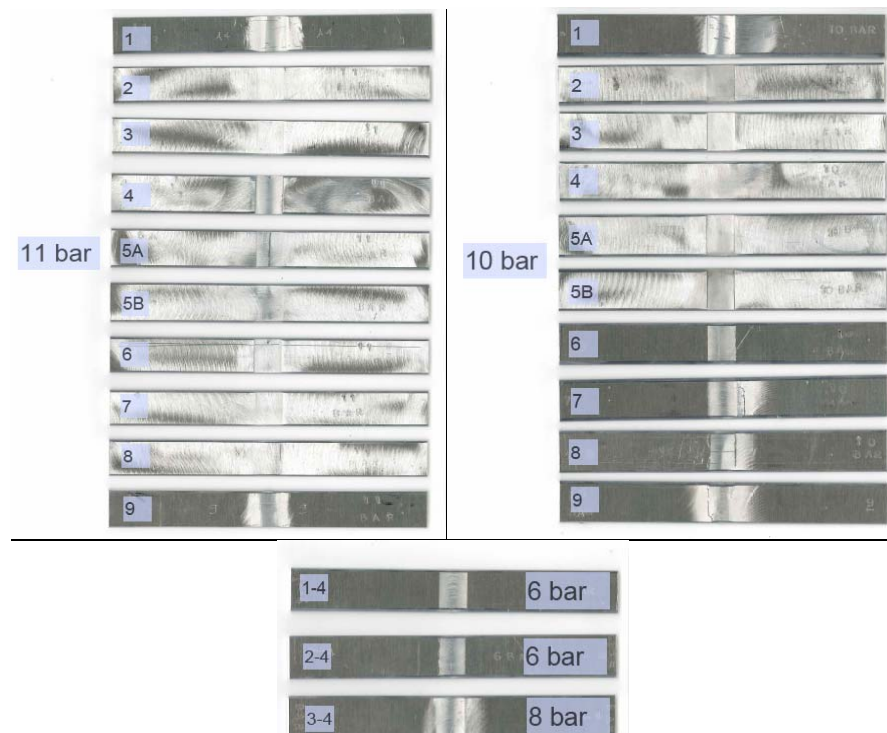


Figura 4.1 Provini per Prove di Piega in accordo alla ASTM E 190





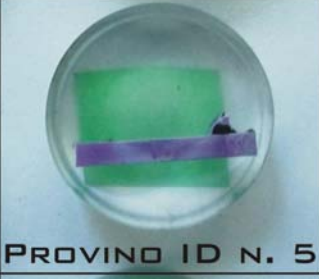




		Va [mm/min]		
		150	225	300
ω [rpm]	900	 PROVINO ID N. 1	 PROVINO ID N. 2	 PROVINO ID N. 3
	700	 PROVINO ID N. 4	 PROVINO ID N. 5	 PROVINO ID N. 6
	500	 PROVINO ID N. 7	 PROVINO ID N. 8	 PROVINO ID N. 9

Tabella 4.2 *Provini per Analisi Metallografica e di Microdurezza preparati in accordo alla ASTM E 3*

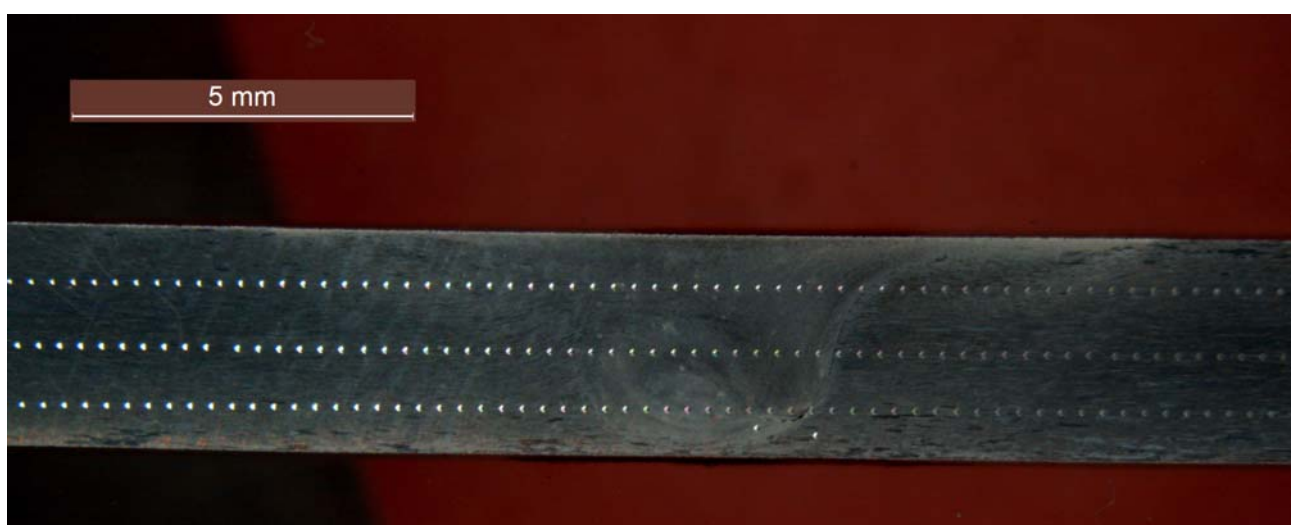


Figura 4.2 *Ingrandimento 20X: Impronte su Provino ID N° 5 (rif. Tabella 4.2) per Prove di Microdurezza Vickers eseguite in accordo alla ASTM E 92*

4.3 Prove Metallografiche

4.3.1 Ispezione Visiva

L'intero cordone di saldatura di tutti i provini realizzati è stato ispezionato al 100% per verificare l'uniformità del giunto saldato. Gli unici difetti superficiali riscontrati, su alcuni provini, sono quelli di *flash* (rif. Tabella 2.13 del Capitolo 2).

4.3.2 Analisi Metallografica

I provini, dopo preparazione metallografica in accordo con lo *standard* di prova *ASTM E3*, sono mostrati in Tabella 4.2.

L'esame metallografico delle giunzioni è stato eseguito su provini ricavati in corrispondenza delle estremità e della zona centrale del giunto. Le superfici preparate sono state esaminate macrograficamente con ingrandimenti fino a 50X e micrograficamente con ingrandimenti da 100X a 1000X.

4.3.2.1 Esame Macrografico

Nel Capitolo 2, relativamente alla *lega 2198 T851*, è stata approfondita l'analisi metallografica di *butt joints* (con ingrandimento fino a 1000 X), per la relativa valutazione delle varie zone (*ZTA*, *ZTMA* e *Nugget*) e dell'asimmetria (*Retreating Side R.S.* e *Advancing Side A.S.*).

In questo capitolo, l'indagine macrografica sarà utile per la valutazione di:

- Difetti *Swirl*;
- Mancanza di Penetrazione, LOP, del *Pin*;
- Presenza di Altri Difetti Macroscopici (Insellamento, *Tunnel*);
- Influenza dei Parametri di Saldatura (V_a , V_f e ω) sulla Microstruttura dei Giunti;
- Punti di Debolezze e conseguente Rottura dei Giunti Sollecitati a Trazione Statica.

Dalle Tabelle 4.3, 4.4 e 4.5, si osservano:

- In alcuni Provini (ad esempio, Giunti ID N° 3 e ID N° 5°, in Tabelle 4.3 ed in Figura 4.3) difetti di “insellamento”;
- Difetti *Tunnel* (cavità interna al giunto) in quasi tutti i provini e sempre al lato A.S.;
- Difetti *Swirl* verso il lato A.S., dovuti ad un non perfetto mescolamento dei due flussi di materiale allo stato plastico (ad esempio, il Provino ID N° 5A in Tabella 4.3 e Tabella 4.5);
- Mancanza di Penetrazione “LOP” (*Lack of Penetration* in Figura 4.4) a rovescio del *pin* dell’utensile, dovuta probabilmente ad un’usura della punta, durante la saldatura, ed al fatto che, per questo motivo, si sia creato un *gap* troppo elevato tra l’estremità finale del *pin* e la tavola porta pezzo (ad esempio, Provini ID N° 7 e ID N° 8 della Tabella 4.3). In funzione della misura del LOP si è ricavato lo “spessore corretto” dei giunti post-saldatura (rif. Tabelle 3.5, 3.6 e 4.18).



Figura 4.3 Macrografia (50X): Insellamento al lato A.S. del Provino ID N° 5A (rif. Tabelle 4.3 e 4.5)

Generalmente, l'insellamento, in Figura 4.3, dipende strettamente da errori di *set-up* della macchina e/o dell'utensile e da accoppiamenti delle lamiere poco accurati. Essendo la *FSW* una tecnologia che non utilizza materiale d'apporto, ogni perdita di materiale base in zona saldata costituisce una riduzione della sezione resistente del giunto. Per questo motivo tutti i fattori che contribuiscono alla produzione di *flash*, quali ad esempio angolo di *tilt* nullo (come nel nostro caso) o disallineamento tra i pezzi, favoriscono anche un insellamento del giunto. Possono generare insellamento anche angoli di *tilt* troppo elevati, uniti all'utilizzo di spalle di grosso diametro. Nel presente caso studio, l'aver utilizzato un angolo di *tilt* pari a zero ha generato *flash* nei giunti ID N° 3 e ID N° 5 (rif. Tabella 2.13) e quindi difetti di insellamento.

Dalla Tabella 4.3, si nota che tra i provini relativi al D.o.E. N° 1 (rif. Tabelle 3.1), i giunti ID N° 4 e 5 sono meno affetti da difetti *tunnel* e risultano avere migliori proprietà meccaniche (UTS e YS, rif. Tabelle 3.5).

Dalle macrografie in Tabella 4.4 si osserva altresì che, per alte velocità di rotazione ω , pari a 900 rpm, a parità di velocità di avanzamento V_a , i provini ID N° 1 ($V_a=150$ mm/min), ID N° 2 ($V_a=225$ mm/min), e ID N° 3 ($V_a=300$ mm/min), presentano difetti *tunnel* sempre meno pronunciati all'aumentare della Forza Verticale F_v ; questo giustifica probabilmente i valori mediamente più elevati di UTS riscontrati nei giunti ID N° 1, 2 e 3 quando la F_v applicata è uguale a 7,024 kN (rif. Tabelle 3.8 e 3.10, Capitolo 3).

E' da precisare che l'effetto congiunto di diversi elementi (insellamento, *tunnel*, *swirl*, temperatura, etc.) nel giunto sulle relative proprietà meccaniche non consente di determinare, in questa fase di caratterizzazione preliminare (numero esiguo di prove sperimentali), una regola generale; a tal proposito, si noti ad esempio, che le caratteristiche tensili (rif. Tabelle 3.8 e 3.10) dei giunti ID N° 2 e 3, saldati con F_v basse, rispettivamente pari a 3,832 kN e 5,109 kN, sono mediamente superiori a quelle dei corrispettivi giunti relativi a F_v maggiore pari a 6,386 kN, anche se si evidenziano difetti *Tunnel* più importanti.

Situazione inversa si presenta in Tabella 4.5, a velocità medie di rotazione e di avanzamento (punto centrale D.o.E.: $V_a=225$ mm/min e ω pari a 700 rpm); infatti, per il giunto ID N° 5, in corrispondenza di Forza Verticale maggiore (7,024 kN) rispetto alla Forza applicata (6,386 kN) per i provini ID N° 5A e 5B, si ha formazione di un più evidente difetto *tunnel*. Ciò nonostante, il miglior mescolamento del flusso plastico nel *Nugget* relativo al provino ID N° 5 (come si nota dal “Tipologia di Rottura 2” in Figura 4.5. ed in Tabella 4.7, rispetto ai giunti saldati con F_v pari a 6,386 kN) determina valori medi di UTS e YS più elevati (rif. Tabelle 3.8 e 3.10).

È importante, inoltre, evidenziare come, in tutti i giunti osservati attraverso le macrografie, i difetti *tunnel* si presentino sempre al confine del *Nugget* con la ZMTA al lato A.S. ; come anticipato nel Capitolo 2, infatti, questa è una zona particolarmente debole rispetto alle altre aree microstrutturali del *compound* saldato e dove avviene la rottura dei provini durante le prove di trazione (Tabelle 4.6, 4.7 e 4.22). Osservando le foto dei provini rotti, nelle Tabelle 4.6, 4.7 e 4.22, si nota come i difetti nei giunti, *tunnel*, *swirl* e LOP, abbiano procurato l'indebolimento della microstruttura e il conseguente cedimento relativo sotto sollecitazione.

In particolare, nella Figura 4.5 sono mostrate le tre tipologie di rottura dei provini a seguito delle prove di trazione; è evidente, in tutti e tre i casi, uno scalino, sempre dal lato della superficie a contatto con l'attrezzo porta pezzo, che conferma il mancato affondamento del *pin* (LOP), contribuendo così all'innesco della cricca di frattura; in particolare, la “Tipologia di Rottura 2” in Figura 4.5, evidenzia come la frattura segue le curve di flusso del materiale in alcuni provini (ad esempio provini ID N° 5A e ID N° 5B in Tabella 4.7).

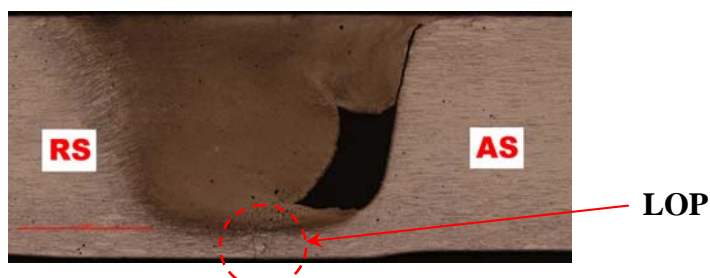


Figura 4.4 Esempio di Difetto “LOP” relativo al Provino ID N° 8 (Rif. Tabella 4.3)











		Va [mm/min]		
		150	225	300
Forza : 6,386 kN	900	 <p>PROVINO ID N. 1</p>	 <p>PROVINO ID N. 2</p>	 <p>PROVINO ID N. 3</p>
	700	 <p>PROVINO ID N. 4</p>	 <p>PROVINO ID N. 5A</p>  <p>PROVINO ID N. 5B</p>	 <p>PROVINO ID N. 6</p>
	500	 <p>PROVINO ID N. 7</p>	 <p>PROVINO ID N. 8</p>	 <p>PROVINO ID N. 9</p>

Tabella 4.3 Macrografie (Ingrandimento 50X) di Butt Joints in Lega 2198 T851 (rif. Tabella 3.1 del Capitolo 3)









		Va [mm/min]		
		150	225	300
ω [rpm]	900	 <p>PROVINO ID N. 1 Forza: 3,832 kN</p>	 <p>PROVINO ID N. 2 Forza: 3,832 kN</p>	 <p>PROVINO ID N. 3 Forza: 5,109 kN</p>
	900	 <p>PROVINO ID N. 1 Forza: 6,386 kN</p>	 <p>PROVINO ID N. 2 Forza: 6,386 kN</p>	 <p>PROVINO ID N. 3 Forza: 6,386 kN</p>
	900		 <p>PROVINO ID N. 2 Forza: 7,024 kN</p>	 <p>PROVINO ID N. 3 Forza: 7,024 kN</p>

Tabella 4.4 Confronto di Macrografie (Ingrandimento 50X) di Butt Joints in Lega 2198 T851 saldati con differenti valori di Forza Verticale

Va [mm/min] : 225



PROVINO ID N. 5A
Forza: 6,386 kN

ω [rpm] : 700



PROVINO ID N. 5B
Forza: 6,386 kN



PROVINO ID N. 5
Forza: 7,024 kN

Tabella 4.5 Confronto di Macrografie (Ingrandimento 50X) di 3 Butt Joints ID N° 5 in Lega 2198 T851 saldati con diversi valori di Forza Verticale










		Va [mm/min]		
		150	225	300
Forza: 6,386 kN	900			
		PROVINO ID N. 1	PROVINO ID N. 2	PROVINO ID N. 3
		700		
	PROVINO ID N. 4		PROVINO ID N. 5A 	PROVINO ID N. 6
	500			
	PROVINO ID N. 7	PROVINO ID N. 8	PROVINO ID N. 9	

Tabella 4.6 Ingrandimento 2X: Sezioni di Butt Joints (rif. Tabella 4.3) Rotti a seguito delle Prove di Trazione (rif. Tabella 3.5, Capitolo 3)










		Va [mm/min]		
		150	225	300
Forza: 7,024 kN	900			
		PROVINO ID N. 1	PROVINO ID N. 2	PROVINO ID N. 3
		700		
	PROVINO ID N. 4			PROVINO ID N. 6
	500			
		PROVINO ID N. 7	PROVINO ID N. 8	PROVINO ID N. 9

Tabella 4.7 Ingrandimento 2X: Sezioni di Butt Joints Rotti a seguito delle Prove di Trazione (rif. Tabella 3.6, Capitolo 3)

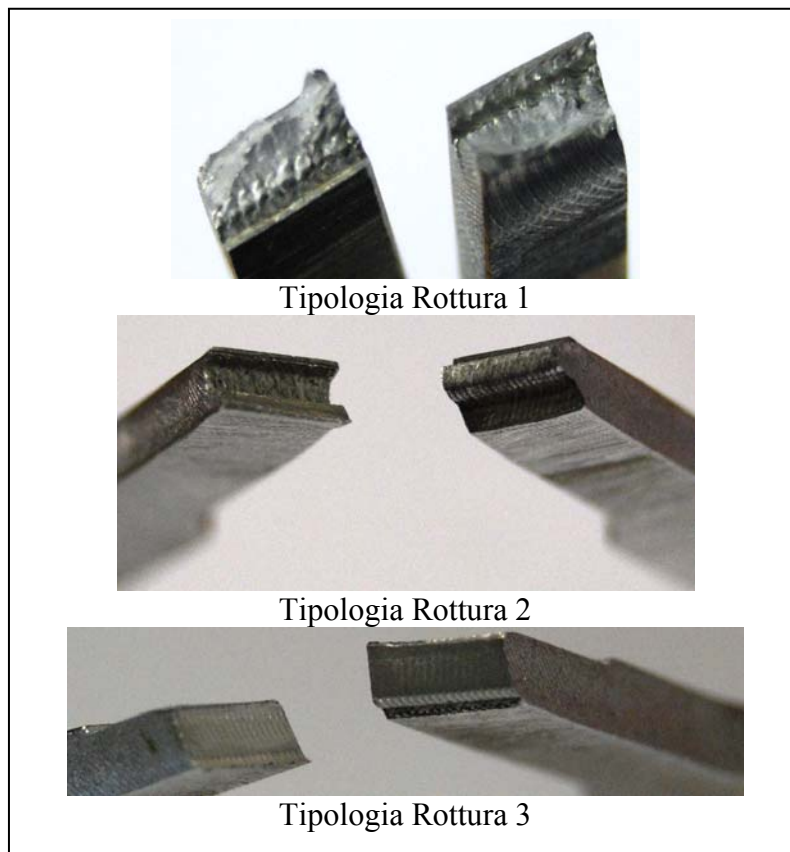


Figura 4.5 *Tipologie di Rottura rappresentative di Tutti i Provini rotti per Trazione (rif. Tabelle 3.5 e 3.6)*

Il cuore della *Nugget Zone* è caratterizzata dalla presenza di “*Onion Rings*” (Figura 4.6), una serie di anelli concentrici rappresentativi del flusso plastico al centro di questa zona del *compound* saldato. Tale struttura è più facilmente rilevabile allorquando si fa ricorso ad utensili filettati.

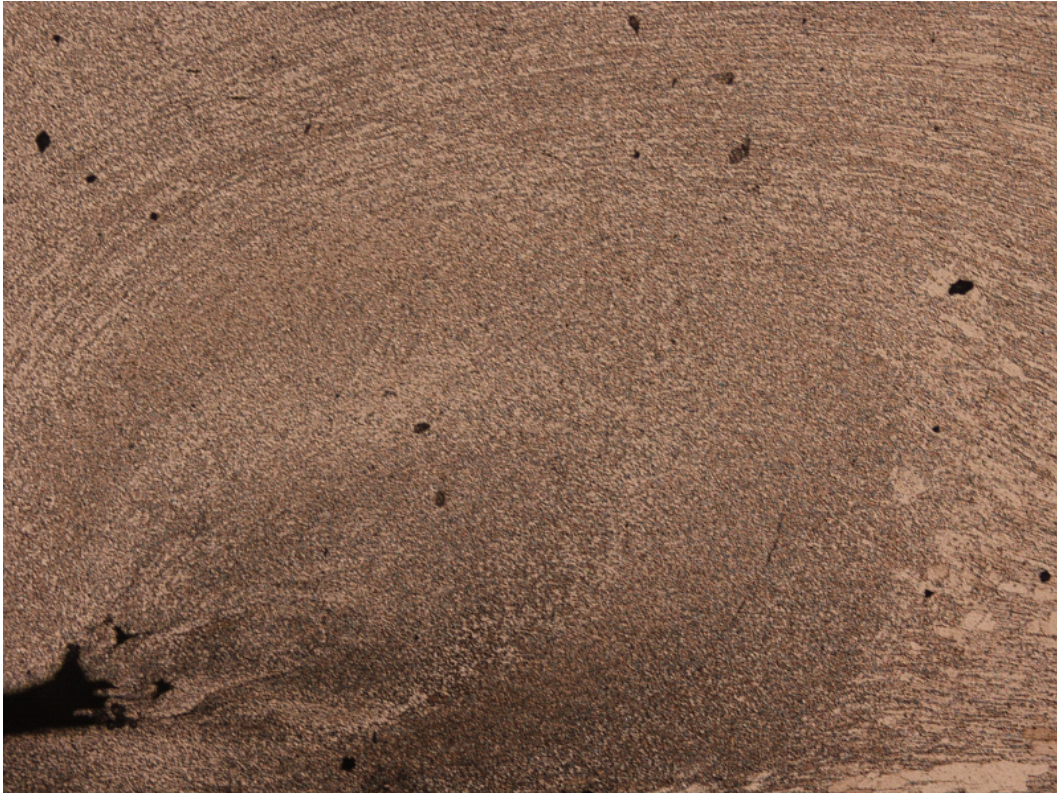


Figura 4.6 *Ingrandimento 50X: Onion Rings nel Cuore Nugget del Provino ID N° 5 (Tabella 4.5)*

4.3.2.2 Esame Micrografico

L'esame micrografico (con ingrandimenti da 100X a 1000X) è indirizzato a verificare la microstruttura delle varie zone del giunto, in termini di forma e dimensione dei grani cristallini e la presenza di difettologie tipiche del processo non riscontrabili da un'analisi macrografica, quali:

- *Micro Tunnel;*
- *Kissing Bond;*
- *Flow Arm;*
- *Inclusioni;*
- *Swirl.*

Dall'analisi delle micrografie dei *Butt Joints* in lega 2198 T851, a vari ingrandimenti, sono stati identificate le seguenti difettologie: *micro tunnel* e *swirl*.

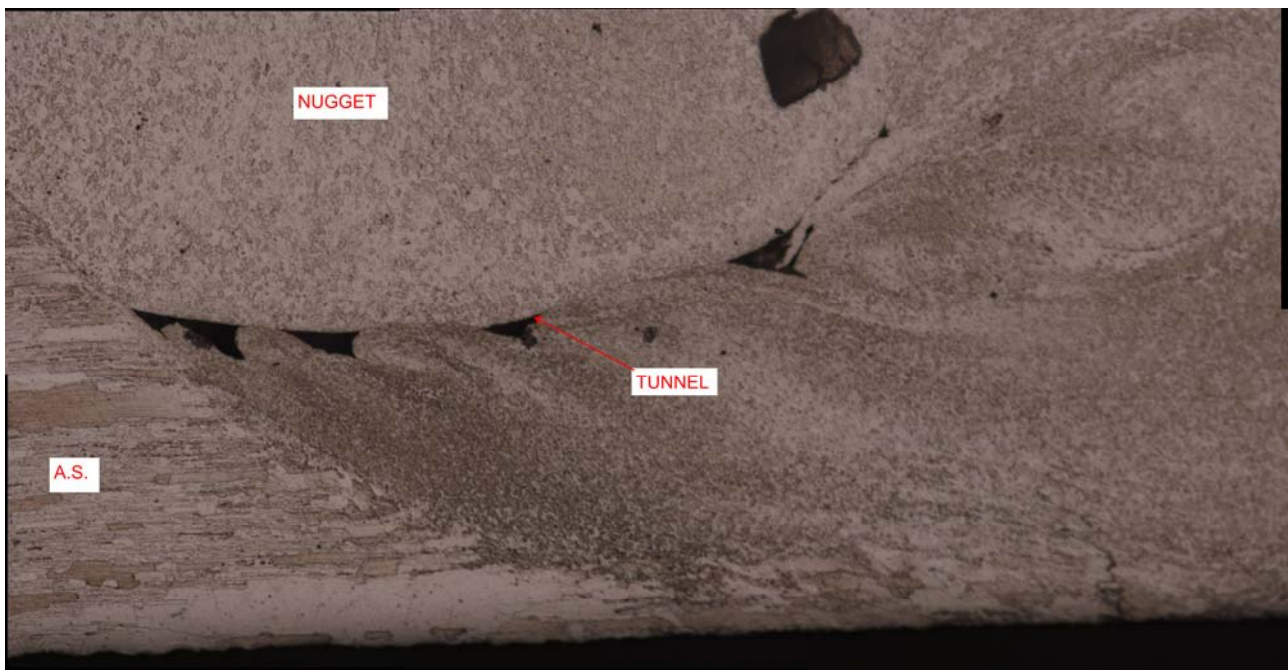


Figura 4.6 Ingrandimento 200X: Micro *Tunnel* e *Swirl* in Provino ID N° 5A (rif. Tabella 4.3 e 4.5)

Le Figure 4.7, 4.8 e 4.9 mostrano i tipici micro difetti ricorrenti nei giunti analizzati, ovvero difetti di micro *tunnel* e di *swirl* nel *Nugget* al lato *Advancing Side*.

Il difetto di *swirl* si localizza solitamente sul lato *advancing* della saldatura, nella zona di interfaccia tra il *Nugget* e la ZTMA. Esso è dovuto alla coesistenza di due fattori: l'utilizzo di un *pin* di geometria non ottimale (ad esempio non filettato, rif. par. 2.5 del Capitolo 2) e l'applicazione di una forza verticale al mandrino insufficiente. Questi due fattori fanno sì che i flussi interni al materiale del giunto non si mescolino compiutamente, ma semplicemente si accostino l'uno all'altro. Lo *swirl* può terminare con una cavità, che non è altro che un principio di tunnel. Ad esempio, dal confronto dei vari giunti in Tabella 4.4, si deduce che i provini ID N° 2 e 3 saldati con forza verticale più bassa di 7,024 kN presentano dei difetti *tunnel* e *swirl* più estesi nell'area *Nugget* rispetto ai giunti ID N° 2 e 3 ($F_v = 7,024$ kN).

Diversamente, nel caso dei provini ID N° 5 in Tabella 4.5 l'aumento della forza verticale non contribuisce a ridurre i sopra citati difetti che risultano ancora più evidenti.

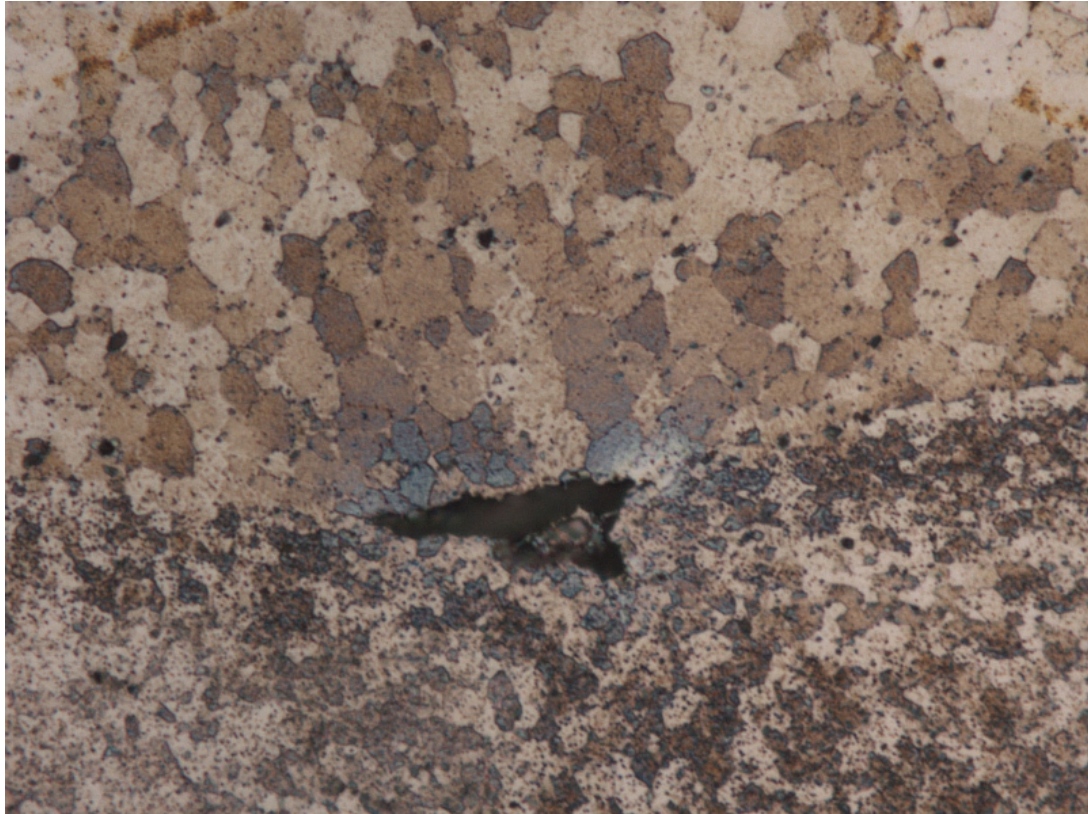


Figura 4.8 *Ingrandimento 1000X: Micro Tunnel e Swirl in Provino ID N° 4 (rif. Tabella 4.3)*

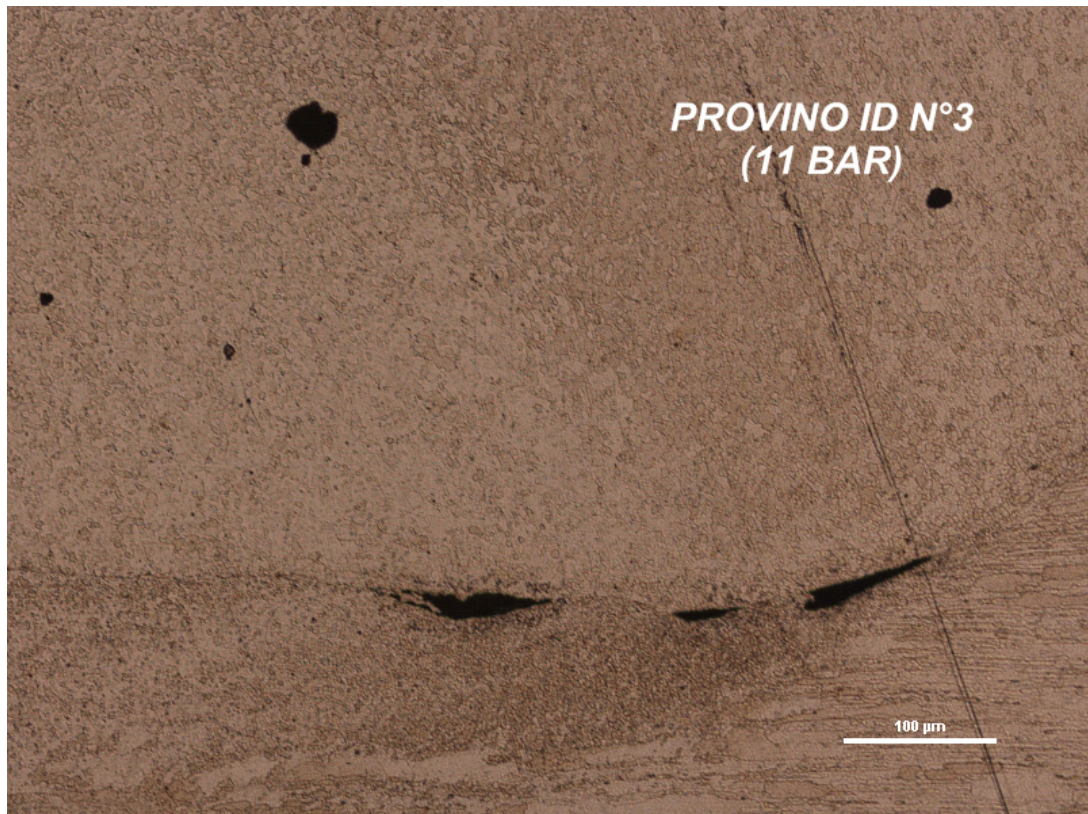


Figura 4.9 *Ingrandimento 100X: Micro Tunnel e Swirl in Provino ID N° 5A (rif. Tabella 4.3 e 4.5)*

Infine, le ultime micrografie, in Figure 4.10 e 4.11, mostrano un leggero “*Flow Arm*”, ovvero la regione sovrastante l’impronta di saldatura. La formazione del *flow arm* è determinata dal passaggio dello spallamento sulla superficie del giunto: su essa, l’azione forgiante della spalla dell’utensile dovuta al suo moto di rotazione e avanzamento, determina il trascinamento del materiale dal lato A.S. al lato R.S.. La quantità di materiale mossa in questo modo dipende dal valore della temperatura raggiunto durante la saldatura: temperature più elevate causano un volume maggiore del *flow arm* rispetto a quello ottenuto con temperature minori. Anche in tale regione, come nel cuore del *Nugget*, la microstruttura subisce una ricristallizzazione dinamica ma a causa della minore deformazione, cui questa zona è sottoposta, si generano un numero minore di nuovi grani a partire da quelli originari, più allungati e più grandi rispetto a quelli della *Nugget zone*.

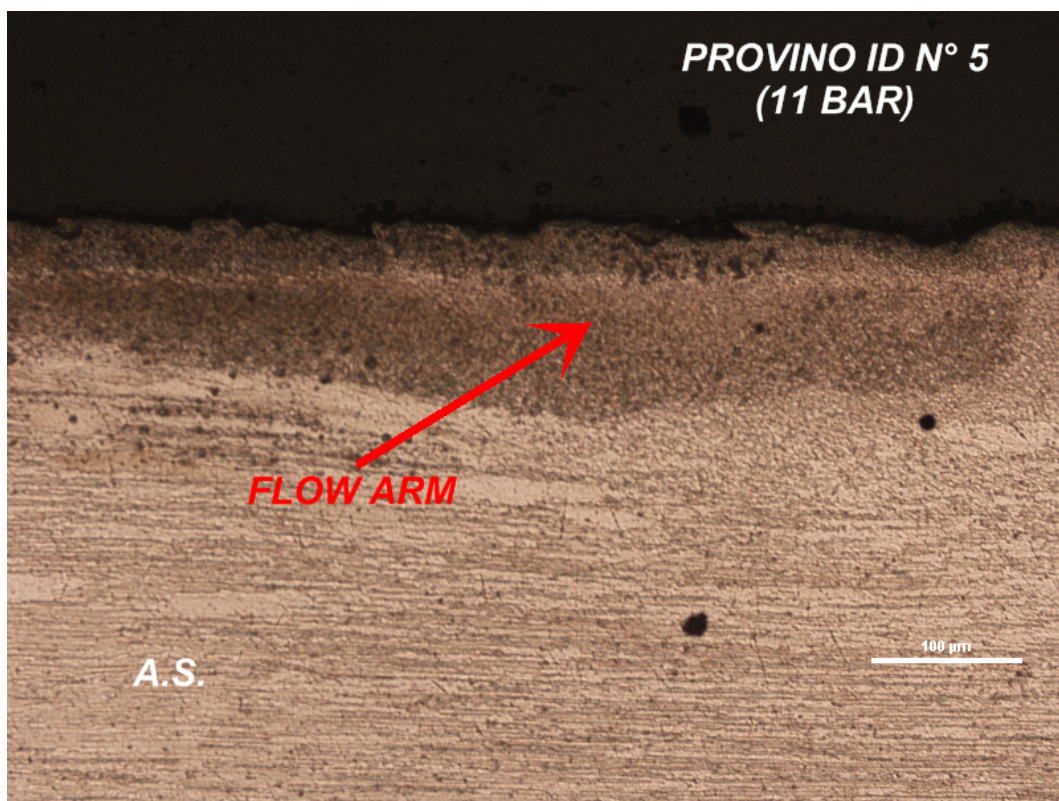


Figura 4.10 Ingrandimento 100X: *Flow Arm* al lato A.S. del Provino ID N° 5 (rif. Tabella 4.5)

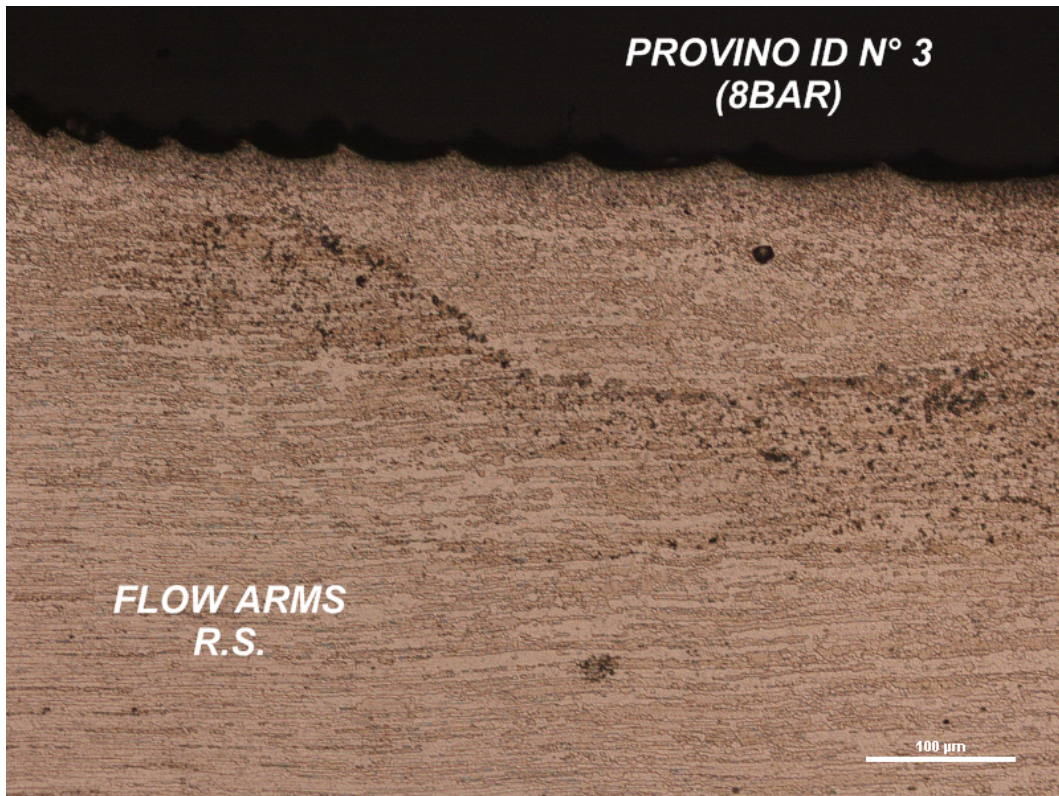


Figura 4.11 Ingrandimento 100X: Flow Arms al lato R.S. del Provino ID N° 3 (rif. Tabella 4.3)

4.4 Caratterizzazione Meccanica delle Giunzioni

In questo paragrafo, e nei relativi sottoparagrafi, sono descritte le prove condotte presso OMI S.r.l. in Lacedonia (AV) e presso i laboratori di ricerca di Alenia Aeronautica S.p.A. in Pomigliano D'Arco (NA), per valutare, anche mediante analisi ANOVA, le proprietà meccaniche che le giunzioni oggetto della presente attività sono in grado di assicurare e le influenze dei parametri di processo sui giunti.

4.4.1 Prove di Microdurezza Vickers

La natura della *lega Alluminio Litio 2198*, che è induribile per precipitazione, è tale che l'esposizione termica subita durante il processo provoca un indebolimento delle proprietà meccaniche nelle varie zone del *compound* saldato, come già descritto nel Capitolo 2.

Un riscontro di ciò può aversi dalle prove di microdurezza Vickers HV (Figure 4.12, 4.13, 4.14, 4.15, 4.16); in particolare, si nota dagli andamenti delle microdurezze in direzione trasversale alla

linea di giunzione in Figura 4.12, una riduzione della durezza nella zona saldata rispetto alle misure HV riscontrate nel materiale base (HV MIN e HV MAX, rispettivamente valore minimo e massimo della durezza Vickers della *lega 2198 T851* non saldata).

La dissoluzione e l'accrescimento dei precipitati indurenti per effetto termico nelle zone ZTMA e ZTA è una delle cause di questo decadimento delle proprietà del giunto.

Osservando la *Nugget zone* (Figure 4.8 e 4.9), si nota come la ricristallizzazione dinamica si sia realizzata completamente e la microstruttura originaria del materiale base “a *pancake*” sia stata completamente trasformata diventando equiassica a grana fine (con *Grain Size* variabile tra 11÷13, ovvero con diametro medio dei grani compreso tra 7,9÷4 µm); questo determina, per talune combinazioni di parametri di processo *FSW*, un incremento di durezza rispetto ai valori HV misurati in ZTA ed in ZTMA.

Anche nella *Thermo-Mechanically Affected Zone* vi è (Figure 2.10 e 2.11) un'evidente frammentazione dei grani cristallini dovute alle intense deformazioni plastiche subite dal materiale, tuttavia insufficienti a realizzare e completare il fenomeno di ricristallizzazione dinamica e quindi di indurimento della zona.

Nella Figura 4.13 vi sono i grafici di durezza relativi ai tre giunti ID N° 2 (rif. Tabella 4.4): si osserva un minor effetto termico nel giunto saldato con la Fv più bassa, 3,832 kN. Infatti, per questo giunto i valori di micro durezza tendono a quelli del materiale base ad una distanza dal centro saldatura (circa 8 mm) inferiore rispetto agli altri due.

I valori di microdurezza più alti nel *Nugget* in Figura 4.13 ed in Figura 4.14, relativi ai giunti ID N° 2 e ID N° 3 (con *Grain Size* medio nel *Nugget* pari a 11), mostrano chiaramente l'effetto della ricristallizzazione dinamica completa avvenuta in questa zona rispetto alle zone limitrofe, ZTMA A.S. e ZTMA R.S. (rif. Tabelle 4.8 e 4.9); dai dati riportati in Tabelle 4.8 e 4.9, si osserva altresì che l'estensione della ZTMA A.S. è sempre inferiore a quella della ZTMA R.S. e che la dimensione massima misurata del *Nugget* è di 3 mm.

I grafici, in Figure 4.15 e 4.16, mostrano invece che l'effetto termico "in basso", ovvero in corrispondenza della superficie a contatto con la tavola porta pezzo, è più blando rispetto al centro ed alla superficie forgiata (a contatto con la spalla dell'utensile); ciò conferma che le temperature maggiori nel giunto si riscontrino nelle zone più a contatto con la spalla dell'utensile.

Inoltre, dalle Tabelle 4.10 e 4.11 si osserva che i valori di microdurezza Vickers nel *Nugget* e le relative dimensioni decrescono allontanandosi dalla superficie forgiata del giunto.

In generale, si può ritenere per tutti i giunti che le alterazioni della microstruttura (rif. Figura 4.12), e quindi delle proprietà meccaniche, si estendono per una lunghezza di circa 25 mm., superiore al diametro della spalla dell'utensile utilizzato (12 mm.).

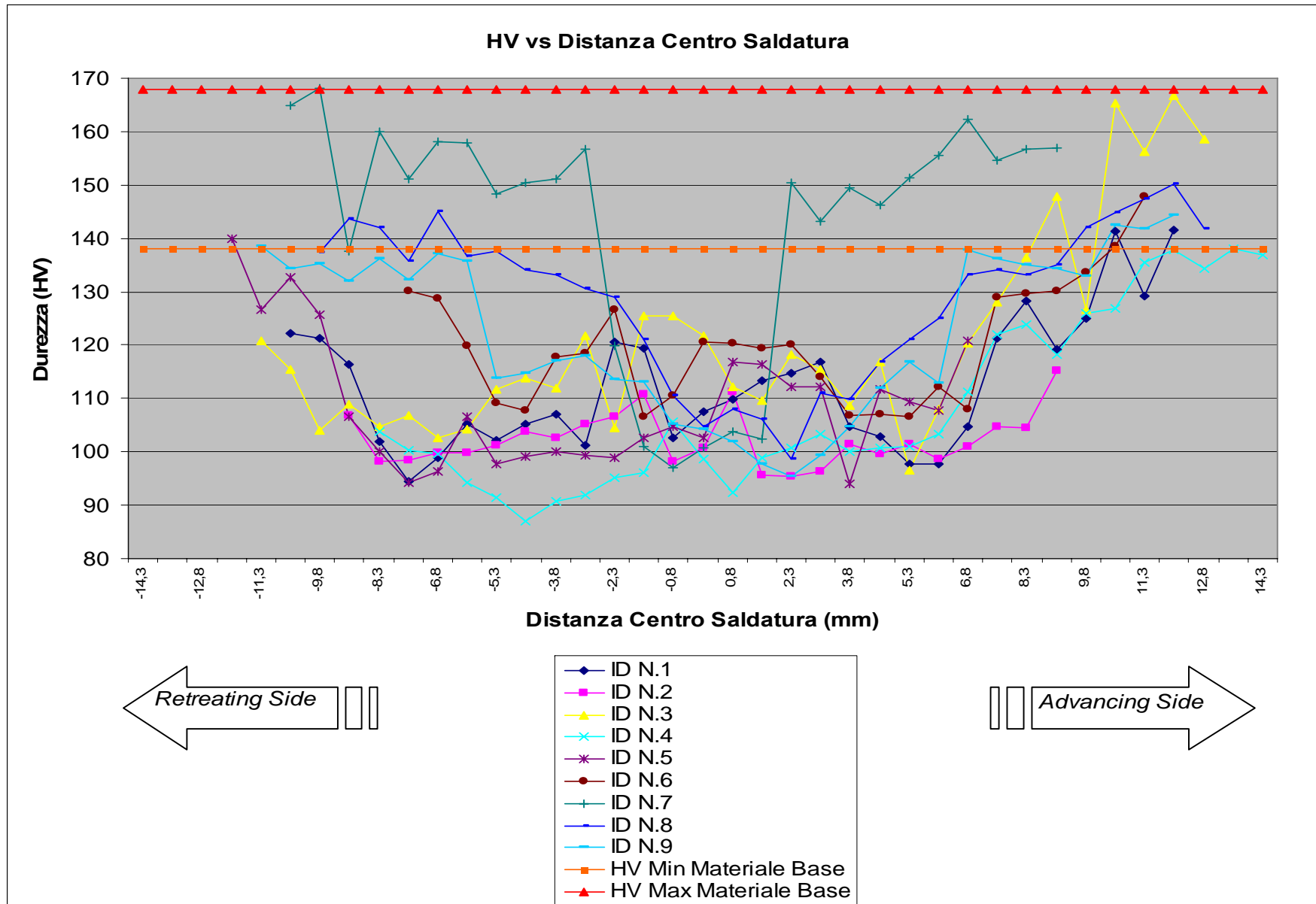


Figura 4.12 Microdurezze HV rispetto Distanza Centro Saldatura (Nugget) di Giunti in lega 2198 T851 (rif. Tabella 4.3)

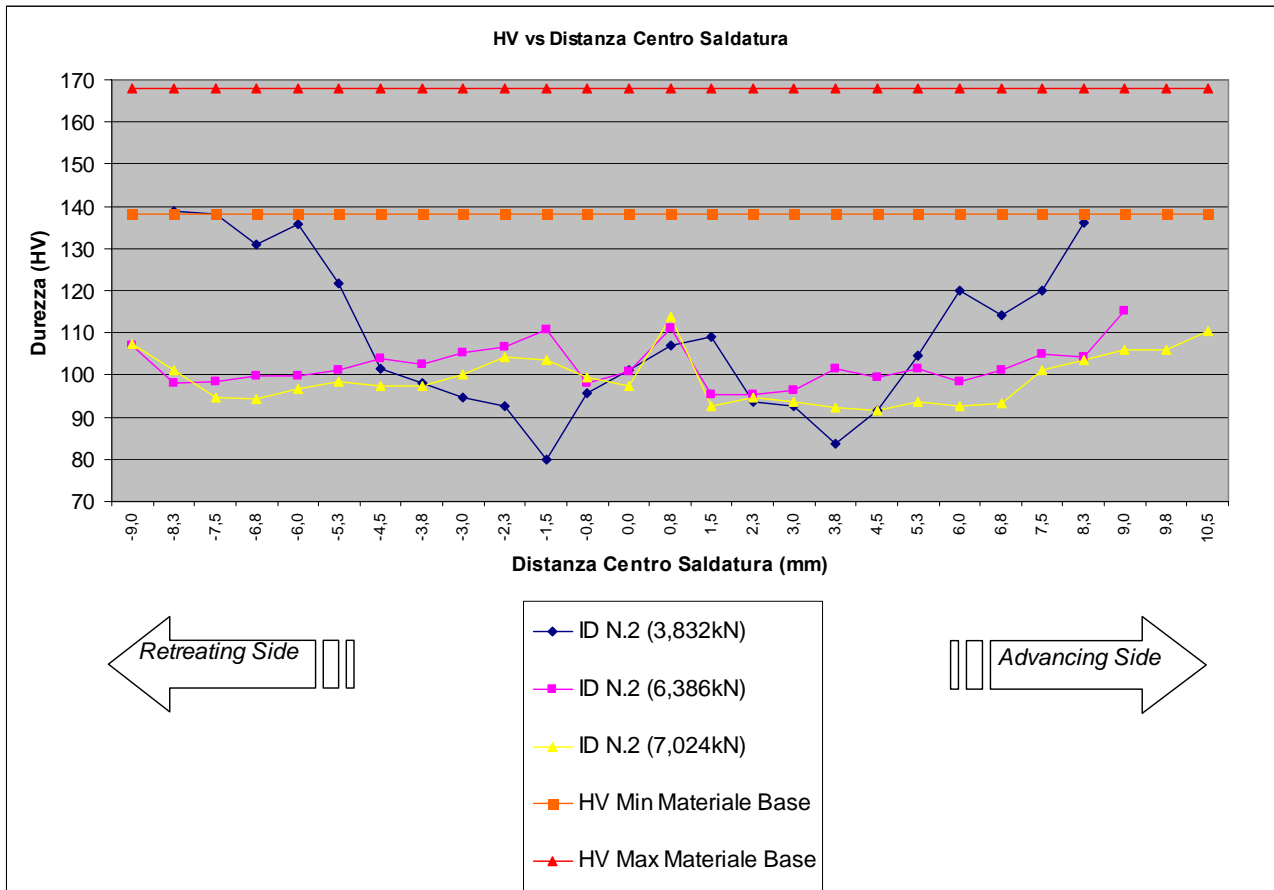


Figura 4.13 Microdurezze HV rispetto Distanza Centro Saldatura (Nugget) dei Giunti ID N° 2 in lega 2198 T851 (rif. Tabella 4.4)

PROVINO: ID N° 2 (Fv=3,832 kN) di D.o.E. N° 3	ZTA RS	ZTMA RS	NUGGET	ZTMA AS	ZTA AS
ESTENSIONE ZONA (mm)	4,2	1,5	3	0,3	6,2
HV MEDIO	124,3	96	101,8	95,6	105,4
PROVINO: ID N° 2 (Fv=6,386 kN) di D.o.E. N° 1	ZTA RS	ZTMA RS	NUGGET	ZTMA AS	ZTA AS
ESTENSIONE ZONA (mm)	> 4,1	3,75	2,25	1,5	> 5,9
HV MEDIO	101,1	102,7	105,2	95,7	103,3
PROVINO: ID N° 2 (Fv=7,024 kN) di D.o.E. N° 2	ZTA RS	ZTMA RS	NUGGET	ZTMA AS	ZTA AS
ESTENSIONE ZONA (mm)	> 3,8	4,5	2,25	1,5	> 7,8
HV MEDIO	101,1	98,4	103,5	93,7	99,1

Tabella 4.8 Microdurezze HV Medie delle Zone del Compound Saldato e relative Dimensioni per i Giunti ID N° 2 (rif. Tabella 4.4)

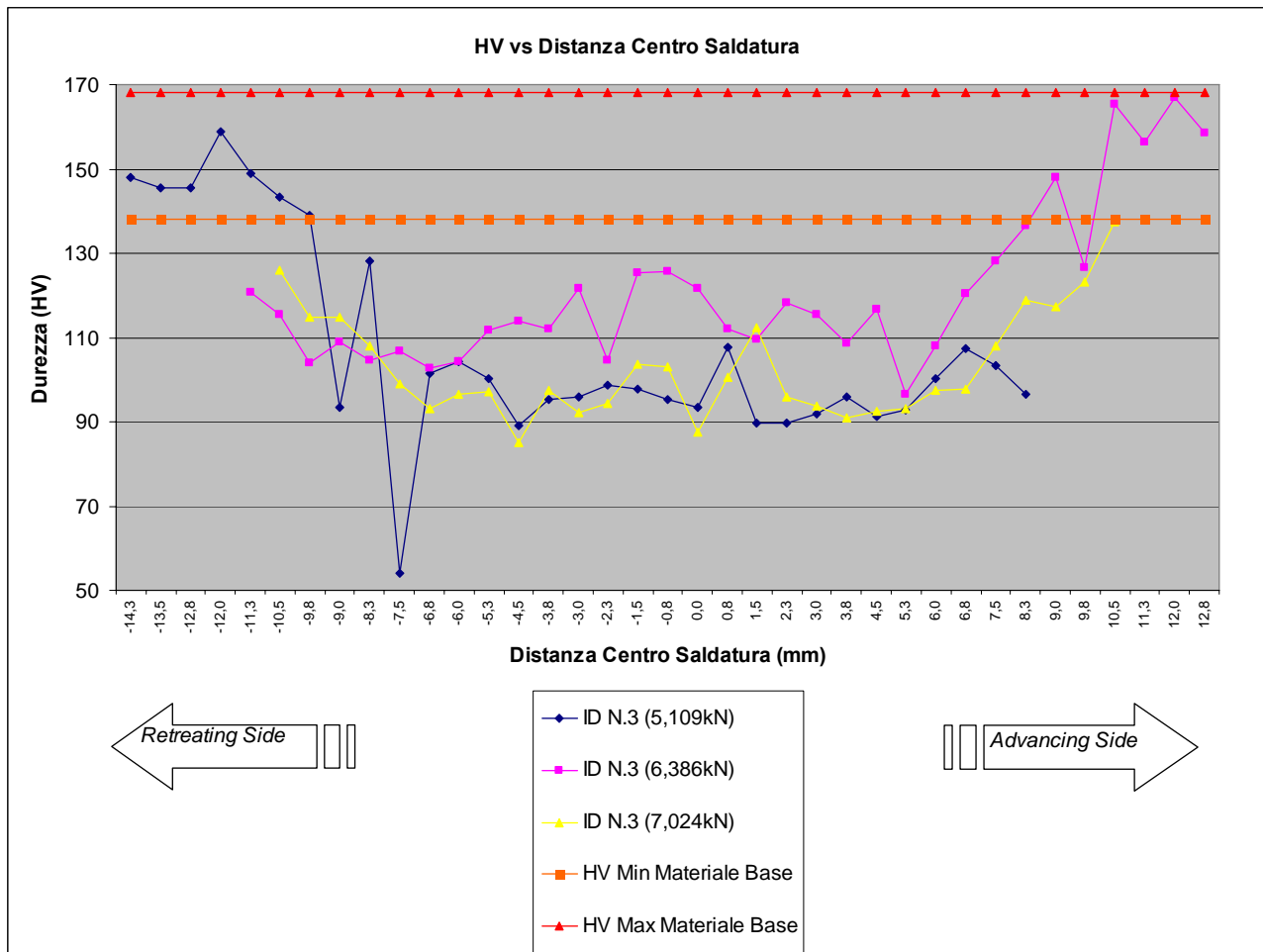


Figura 4.14 Microdurezze HV rispetto Distanza Centro Saldatura (Nugget) dei Giunti ID N° 3 in lega 2198 T851 (rif. Tabella 4.4)

PROVINO: ID N° 3 (Fv=5,109 kN) di D.o.E. N° 3	ZTA RS	ZTMA RS	NUGGET	ZTMA AS	ZTA AS
ESTENSIONE ZONA (mm)	3	3	2,25	0,75	> 5,25
HV MEDIO	96,2	95,8	98,5	89,5	97,4
PROVINO: ID N° 3 (Fv=6,386 kN) di D.o.E. N° 1	ZTA RS	ZTMA RS	NUGGET	ZTMA AS	ZTA AS
ESTENSIONE ZONA (mm)	> 7,5	0,75	3	0,75	6,75
HV MEDIO	109,5	113,1	118,9	118,2	116,3
PROVINO: ID N° 3 (Fv=7,024 kN) di D.o.E. N° 2	ZTA RS	ZTMA RS	NUGGET	ZTMA AS	ZTA AS
ESTENSIONE ZONA (mm)	> 6	1,5	3	0,75	> 7,5
HV MEDIO	103,81	94,56	101,48	95,94	106,42

Tabella 4.9 Microdurezze HV Medie delle Zone del Compound Saldato e relative Dimensioni per i Giunti ID N° 3 (rif. Tabella 4.4)

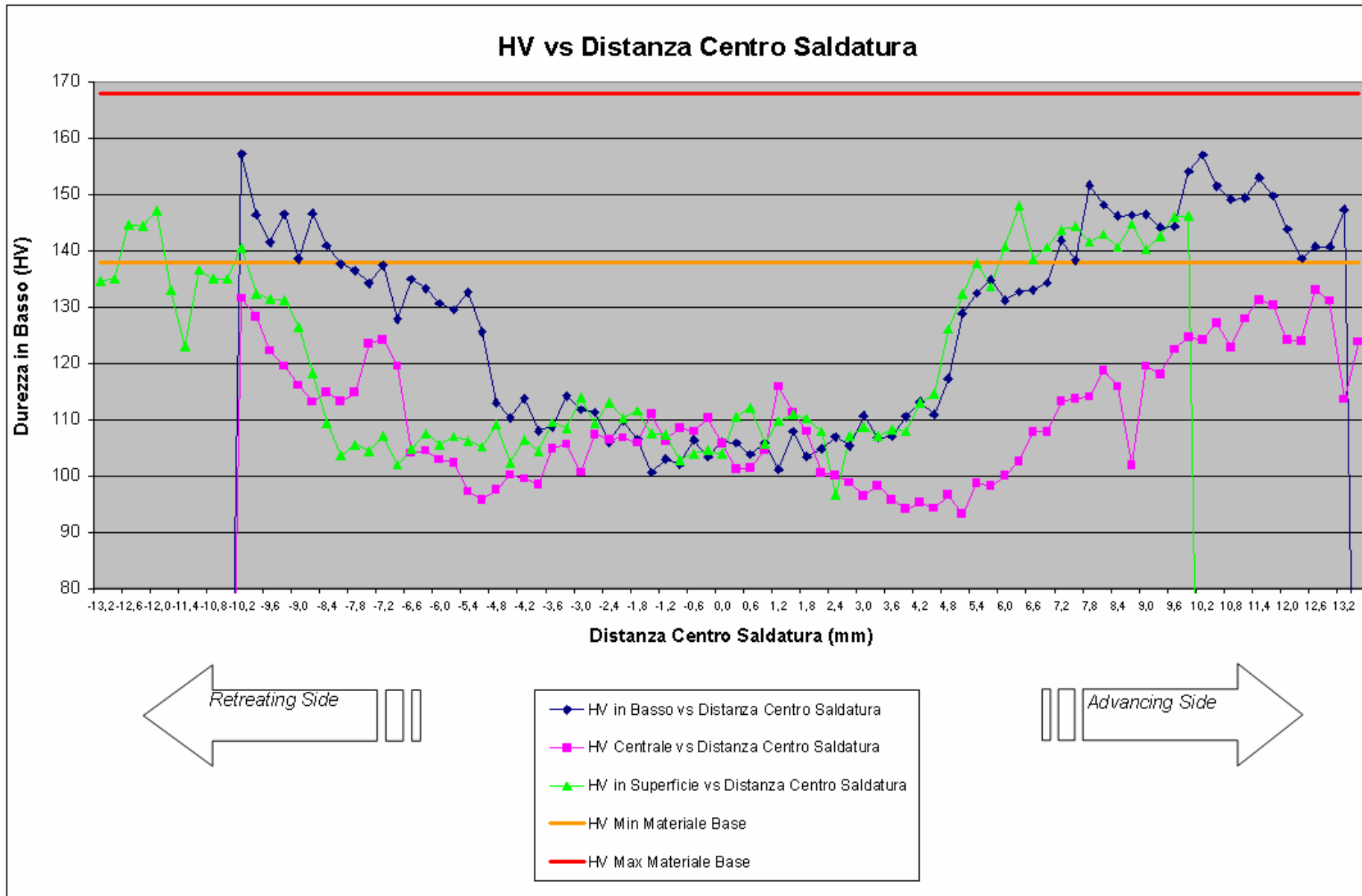


Figura 4.15 Microdurezze HV rispetto Distanza Centro Saldatura (Nugget) del Giunto ID N° 5B in lega 2198 T851 (rif. Tabella 4.3)

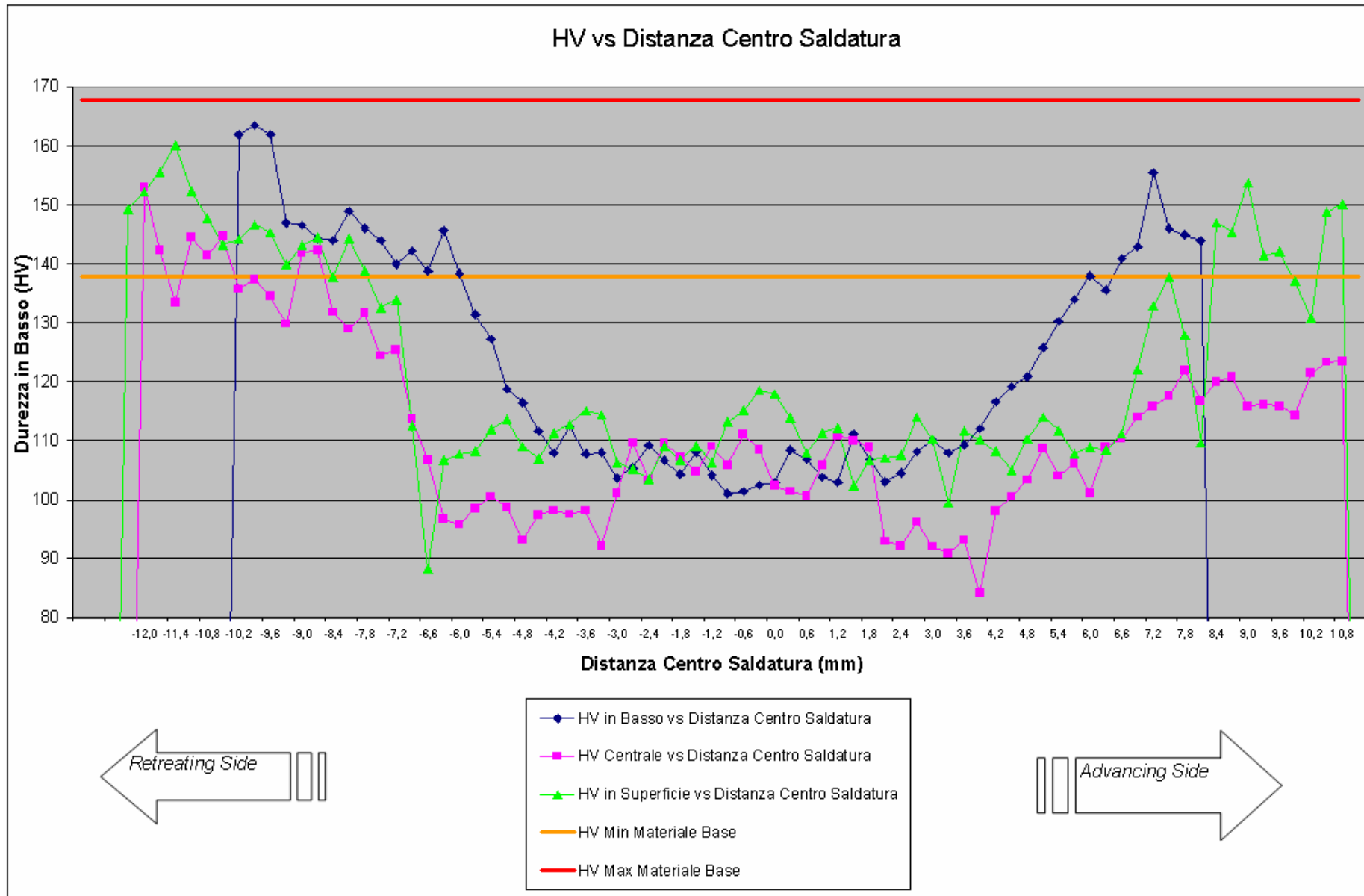


Figura 4.16 Microdurezze HV rispetto Distanza Centro Saldatura (Nugget) del Giunto ID N° 4 in lega 2198 T851 (rif. Tabella 4.3)

PROVINO:ID N° 4 D.o.E. N° 1					
A 0,79 mm dalla Superficie Forgiata	ZTA RS	ZTMA RS	NUGGET	ZTMA AS	ZTA AS
ESTENSIONE ZONA (mm)	0,9	3,6	4,2	1,8	2,4
HV MEDIO	124,38	109,73	110,53	108,78	116
AL CENTRO (1,58 mm dalla Superficie Forgiata)	ZTA RS	ZTMA RS	NUGGET	ZTMA AS	ZTA AS
ESTENSIONE ZONA (mm)	4,8	1,5	3,6	1,5	> 7,2
HV MEDIO	108,1	103,86	106,4	100,7	111,05
IN BASSO (2,3 mm dalla Superficie Forgiata)	ZTA RS	ZTMA RS	NUGGET	ZTMA AS	ZTA AS
ESTENSIONE ZONA (mm)	3,9	0,3	2,7	0,6	3,3
HV MEDIO	113,36	105,5	104,2	107	119,48

Tabella 4.10 *Microdurezze HV Medie delle Zone del Compound Saldato e relative Dimensioni su tre Diverse Distanze dalla Superficie Forgiata del Giunto ID N° 4 (rif. Tabella 4.3)*

PROVINO:ID N° 5B D.o.E. N° 1					
A 0,78 mm dalla Superficie "fresata"	ZTA RS	ZTMA RS	NUGGET	ZTMA AS	ZTA AS
ESTENSIONE ZONA (mm)	> 6,3	2,1	3,9	5,7	
HV MEDIO	126,5	106	108,2	113,3	
AL CENTRO (1,7 mm dalla Superficie "fresata")	ZTA RS	ZTMA RS	NUGGET	ZTMA AS	ZTA AS
ESTENSIONE ZONA (mm)	> 6,6	1,5	3,3	> 11,4	
HV MEDIO	110,9	105,5	107,3	111,7	
IN BASSO (2,55 mm dalla Superficie "fresata")	ZTA RS	ZTMA RS	NUGGET	ZTMA AS	ZTA AS
ESTENSIONE ZONA (mm)	5,7	0,6	2,4	0,6	4,5
HV MEDIO	122,9	105,7	104,25	105,4	119,8

Tabella 4.11 *Microdurezze HV Medie delle Zone del Compound Saldato e relative Dimensioni su tre Diverse Distanze dalla Superficie Forgiata del Giunto ID N° 5B (rif. Tabella 4.3)*

4.4.1.1 ANOVA – HV Nugget

L'analisi della varianza mostra che la microdurezza Vickers nel *Nugget* "HV Nugget" dipende da V_r e da $V_r \cdot V_r$. Il *Lack-of-Fit* non è trascurabile e ciò è confermato anche dall'analisi dei residui non normale (Figura 4.17).

Response Surface Regression: HV NUGGET versus V_a ; V_r

The analysis was done using coded units.

Estimated Regression Coefficients for HV NUGGET

Term	Coef	SE Coef	T	P
Constant	109,312	1,0793	101,285	0,000
V_a	0,958	0,7373	1,300	0,206
V_r	-2,187	0,7373	-2,966	0,007
$V_a \cdot V_a$	1,226	1,1823	1,037	0,310
$V_r \cdot V_r$	-8,059	1,1823	-6,817	0,000
$V_a \cdot V_r$	-2,495	0,9030	-2,763	0,011

S = 3,12798 PRESS = 372,009
R-Sq = 72,91% R-Sq(pred) = 57,09% **R-Sq(adj) = 67,27%**

Analysis of Variance for HV NUGGET

Source	DF	Seq SS	Adj SS	Adj MS	F	P
Regression	5	632,063	632,063	126,413	12,92	0,000
Linear	2	102,598	102,598	51,299	5,24	0,013
Square	2	454,764	454,764	227,382	23,24	0,000
Interaction	1	74,700	74,700	74,700	7,63	0,011
Residual Error	24	234,823	234,823	9,784		
Lack-of-Fit	3	226,397	226,397	75,466	188,10	0,000
Pure Error	21	8,425	8,425	0,401		
Total	29	866,885				

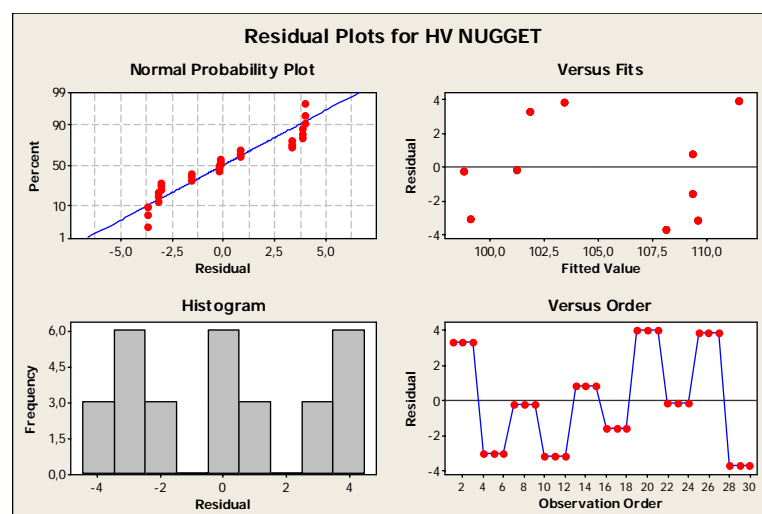


Figura 4.17 Diagrammi dei Residui per HV NUGGET

Al fine di determinare il modello che meglio approssima il nostro sistema, è stata utilizzata la funzione *Best Subsets Regression*, i cui risultati sono qui riportati:

Best Subsets Regression: HV NUGGET versus Va; Vr; Va*Va; Vr*Vr; Va*Vr

Response is HV NUGGET

Vars	R-Sq	R-Sq(adj)	Mallows		V V V a r a * * *					
			Cp	S	V	V	V	V	V	
1	14,3	11,2	49,9	5,1508						X
1	9,9	6,7	53,8	5,2808	X					
2	61,2	58,3	10,4	3,5307	X	X				X
2	16,4	10,2	50,0	5,1799	X					X
3	63,4	59,2	10,4	3,4939	X	X	X			
3	63,1	58,8	10,7	3,5084	X	X				X
4	72,8	68,5	4,1	3,0705	X	X	X	X		
4	71,7	67,2	5,1	3,1327	X	X			X	X
5	72,9	67,3	6,0	3,1280	X	X	X	X	X	X

Con i fattori (Vr; Va*Va; Vr*Vr e Va*Vr) corrispondenti a Cp = 4,1 si esegue un'ulteriore regressione per verificare la precisione del modello:

Regression Analysis: HV NUGGET versus Vr; Va*Vr; Vr*Vr; Va*Va

The regression equation is

$$\text{HV NUGGET} = 3,5 + 0,309 \text{ Vr} - 0,000159 \text{ Va*Vr} - 0,000203 \text{ Vr*Vr} + 0,000275 \text{ Va*Va}$$

Predictor	Coef	SE Coef	T	P
Constant	3,49	14,68	0,24	0,814
Vr	0,30880	0,04289	7,20	0,000
Va*Vr	-0,00015903	0,00005402	-2,94	0,007
Vr*Vr	-0,00020282	0,00002868	-7,07	0,000
Va*Va	0,00027515	0,00008583	3,21	0,004

S = 3,07051 R-Sq = 72,8% R-Sq(adj) = 68,5%

Analysis of Variance

Source	DF	SS	MS	F	P
Regression	4	631,18	157,80	16,74	0,000
Residual Error	25	235,70	9,43		
Total	29	866,89			

Dall' ANOVA eseguita su quest'ultimo modello, si ottiene un'attendibilità della regressione pari a $P\text{-Value} = 0,000$. L'analisi dei residui in Figura 4,18 conferma l'affidabilità del modello di regressione.

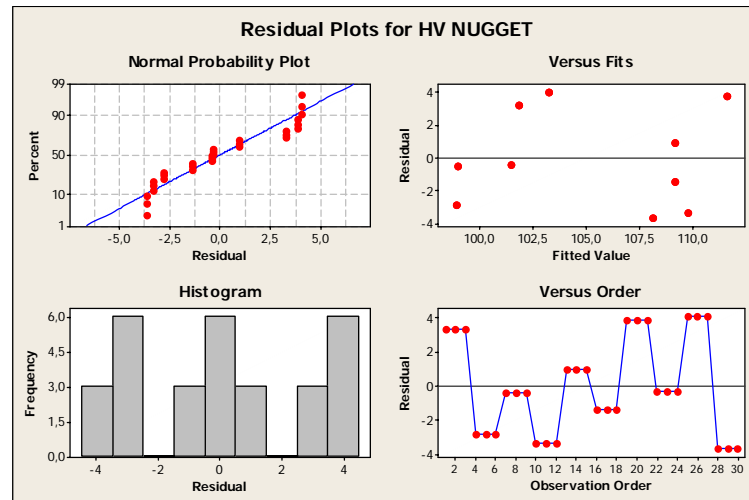


Figura 4.18 Diagrammi dei Residui per HV NUGGET

Dall'analisi dei grafici relativi agli effetti principali in Figure 4.19 e 4.20, si osserva che HV Nugget aumenta proporzionalmente alla velocità di avanzamento e assume valori massimi in corrispondenza di V_r pari a 700 rpm, il che conferma i risultati ottenuti per UTS e YS.

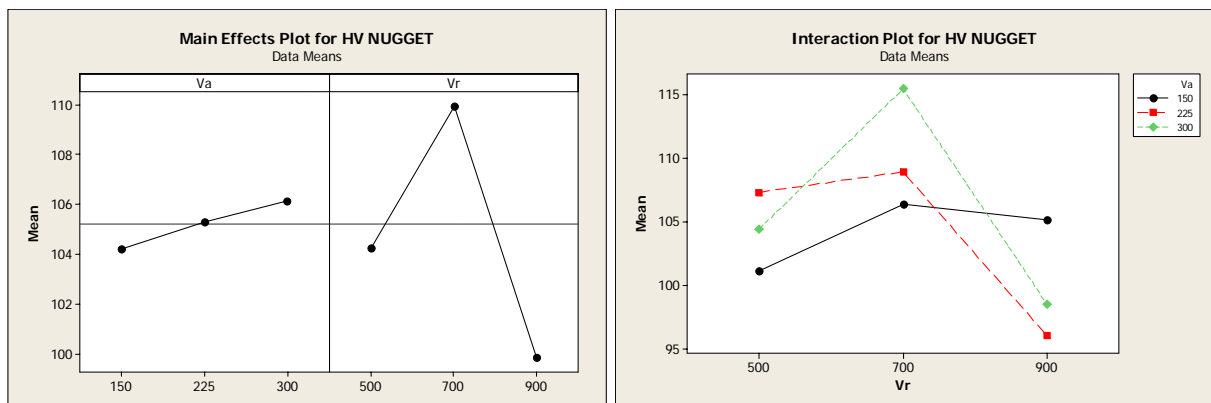


Figura 4.19 Diagrammi Effetti Principali per HV NUGGET

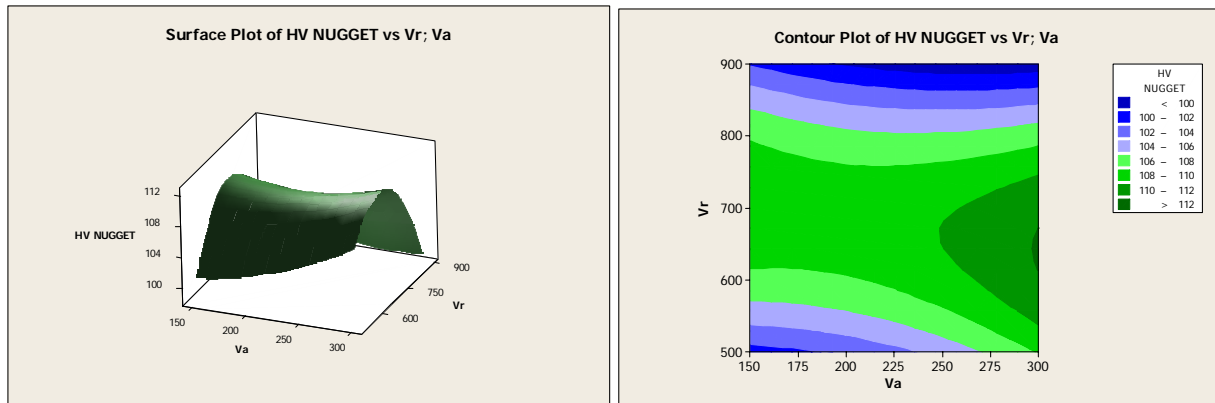


Figura 4.20 *Estimated Response Surface Plots per HV NUGGET*

4.4.2 Prove di Piega

Le prove di piega sono state eseguite in conformità alla *ASTM E 190* in direzione trasversale al cordone di saldatura.

La configurazione dei provini e le relative quote caratteristiche sono illustrate in Figure 4.1 e 4.21 e nelle Tabelle 4.13, 4.15 e 4.17.

I bordi del provino sono stati arrotondati meccanicamente con un raggio di circa 3 mm per evitare rotture che partano dai bordi.

Il *test* è stato effettuato mediante un attrezzo con un raggio pari a due volte lo spessore del provino.

La prova può considerarsi completata quando l'angolo di piegatura del provino raggiunge 180°C.

Dopo la piegatura ambedue le superfici del provino devono essere ispezionate e non devono mostrare difetti quali cricche.

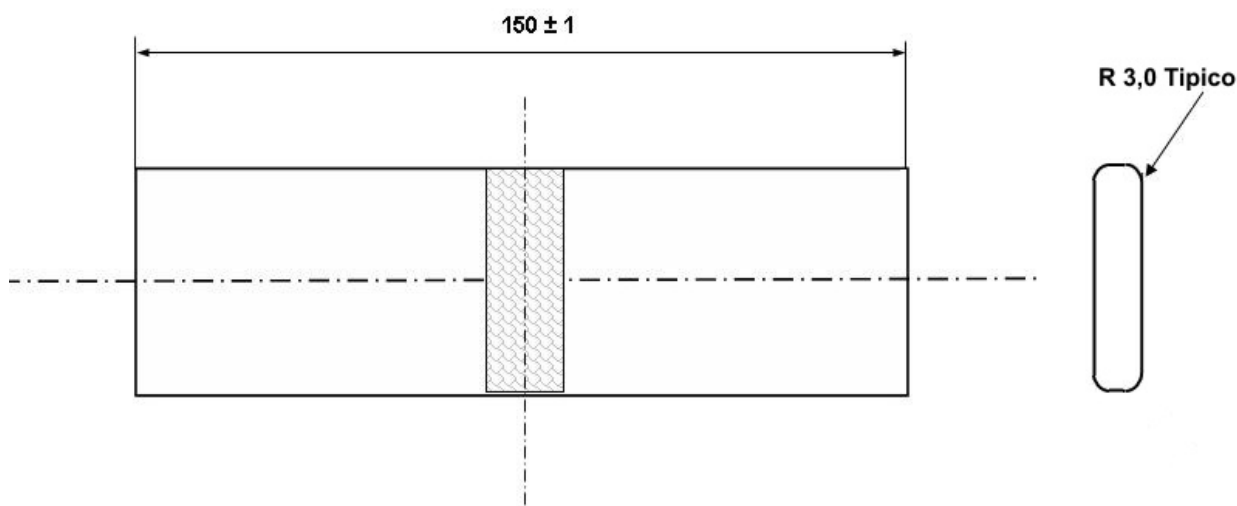


Figura 4.21 Dimensioni Provino di Piega

I risultati delle prove di *bending*, illustrati nelle seguenti Tabelle 4.12÷4.20 e nelle Figure 4.22, 4.23 e 4.24, dimostrano che per nessuna combinazione dei parametri di saldature si è ottenuto un angolo di piegatura pari a 180° . I giunti migliori sono comunque quelli della campagna D.o.E. N° 2 (Tabelle 4.14, 4.15 e Figura 4.21), che presentano mediamente angoli maggiori.

I provini ID N° 4 in Tabella 4.12 e ID N° 6 in Tabella 4.14 presentano i massimi angoli di piega riscontrati, in linea con i risultati delle prove di trazione e dell'ANOVA del Capitolo 3 e del successivo paragrafo 4.4.3.

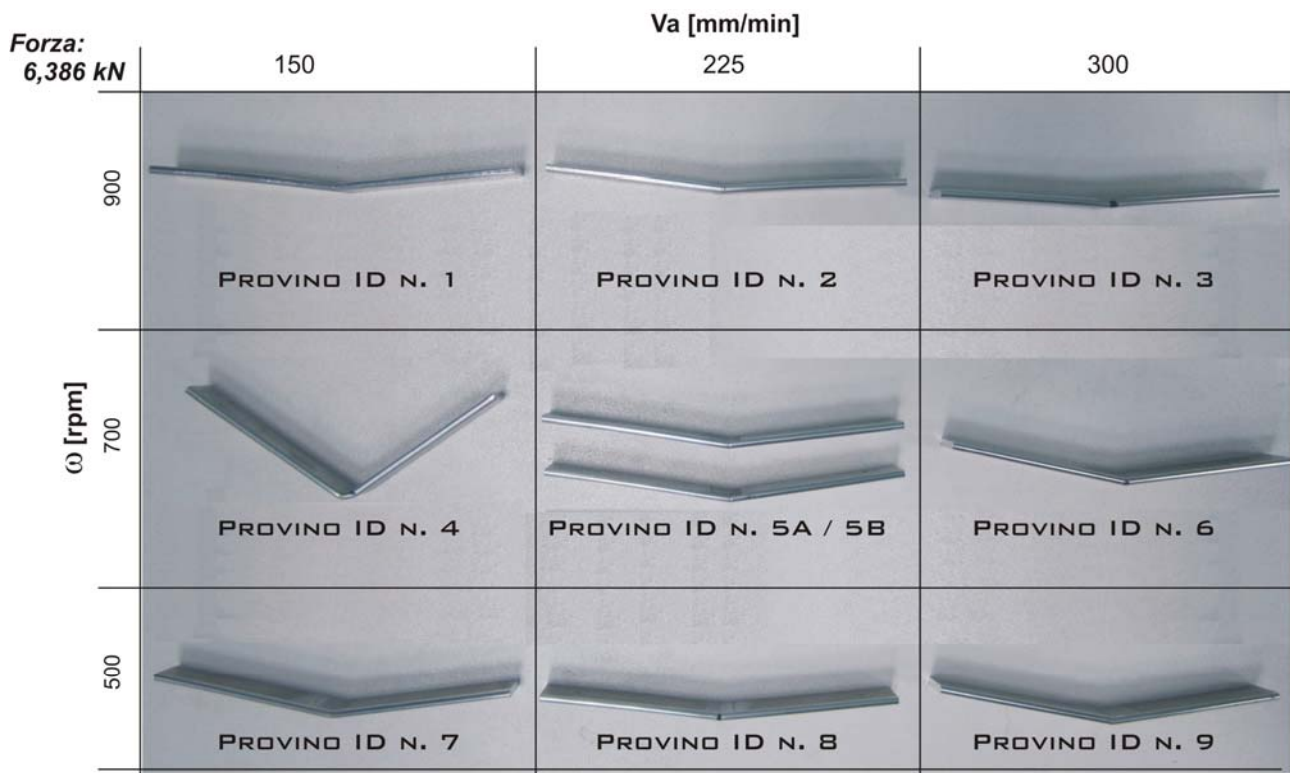


Tabella 4.12 Piegatura Provini D.o.E. N° 1 (Rif. Tabella 3.1)

Programma	: FSW	Materiale	: 2198-T851
Documento di riferimento	: Tesi Dottorato	macchina utilizzata	: zwick 100Kn Matr. 037090
Tipo di Prova	: Piegatura 180° r=2t	Temperatura	: 22°C
Procedura di Prova	: ASTM-E190-92	Data	: 21/10/2011

Nr	Identif. provino	Spessore mm	Larghezza mm	Risultati di Prova
				Valutazione Piegatura
1	1-10 bar	3,17	20,9	Inizio crinatura della giuntura a circa 10 gradi
2	2-10 bar	3,18	18,8	Inizio crinatura della giuntura a circa 8 gradi
3	3-10 bar	3,19	19,2	Inizio crinatura della giuntura a circa 6 gradi
4	4-10 bar	3,18	18,9	Inizio crinatura della giuntura a circa 65 gradi
5	5A-10 bar	3,17	20,5	Inizio crinatura della giuntura a circa 13 gradi
6	5B-10 bar	3,17	20,2	Inizio crinatura della giuntura a circa 15 gradi
7	6-10 bar	3,18	20,1	Inizio crinatura della giuntura a circa 16 gradi
8	7-10 bar	3,15	20,1	Inizio crinatura della giuntura a circa 18 gradi
9	8-10 bar	3,15	20,1	Inizio crinatura della giuntura a circa 10 gradi
10	9-10 bar	3,15	20,1	Inizio crinatura della giuntura a circa 16 gradi

Tabella 4.13 Risultati Prove Piega D.o.E. N° 1 (Rif. Tabella 3.1)

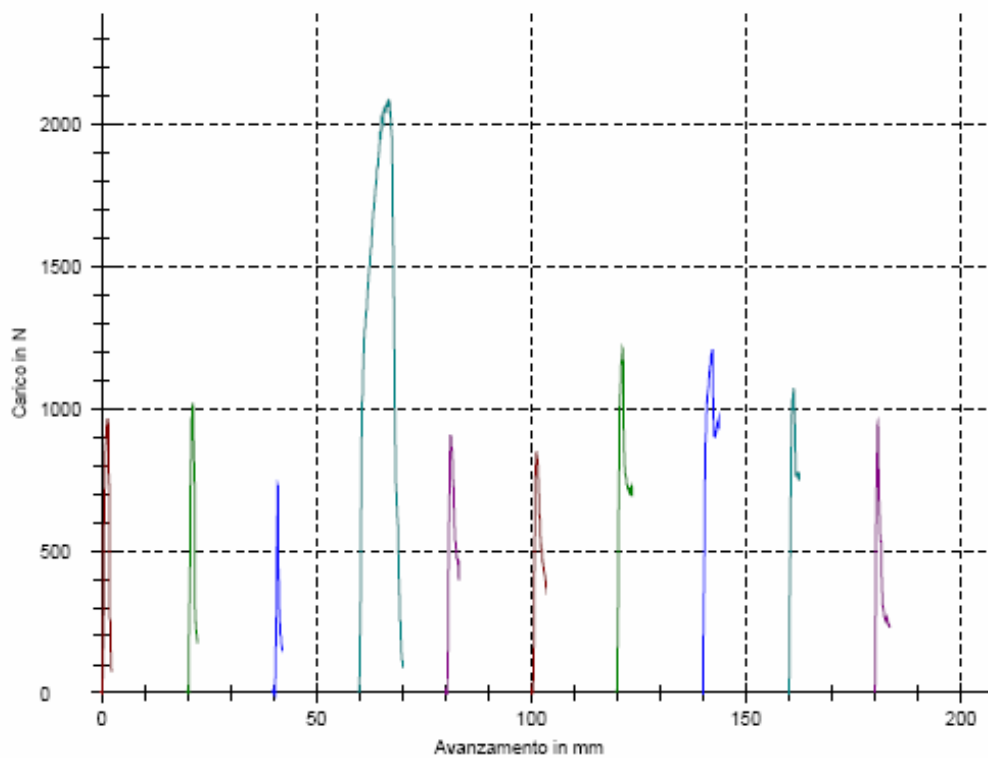


Figura 4.22 Risultati Prove Piega D.o.E. N° 1 (Rif. Tabella 3.1)










Forza: 7,024 kN	Va [mm/min]		
	150	225	300
900	 PROVINO ID N. 1	 PROVINO ID N. 2	 PROVINO ID N. 3
700	 PROVINO ID N. 4	 PROVINO ID N. 5A / 5B	 PROVINO ID N. 6
500	 PROVINO ID N. 7	 PROVINO ID N. 8	 PROVINO ID N. 9

Tabella 4.14 Piegatura Provini D.o.E. N° 2 (Rif. Tabella 3.2)

Programma : FSW
 Documento di riferimento : Tesi Dottorato
 Tipo di Prova : Piegatura 180° r=2t
 Procedura di Prova : ASTM-E190-92

Materiale : 2198-T851
 macchina utilizzata : zwick 100Kn Matr. 037090
 Temperatura : 22°C
 Data : 20/10/2011

Nr	Identif. provino	Risultati di Prova		Valutazione Piegatura
		Spessore mm	Larghezza mm	
1	1-11bar	3,13	19,1	Inizio crinatura della giuntura a circa 24 gradi
2	2-11bar	3,17	18,9	Inizio crinatura della giuntura a circa 24 gradi
3	3-11bar	3,18	18,9	Inizio crinatura della giuntura a circa 20 gradi
4	4-11bar	3,19	20	Inizio crinatura della giuntura a circa 18 gradi
5	5A-11bar	3,17	20	Inizio crinatura della giuntura a circa 41 gradi
6	5B-11bar	3,18	20	Inizio crinatura della giuntura a circa 47 gradi
7	6-11bar	3,20	18,5	Inizio crinatura della giuntura a circa 69 gradi
8	7-11bar	3,18	18,5	Inizio crinatura della giuntura a circa 30 gradi
9	8-11bar	3,14	18,5	Inizio crinatura della giuntura a circa 18 gradi
10	9-11bar	3,16	19,2	Inizio crinatura della giuntura a circa 8 gradi

Tabella 4.15 Risultati Prove Piega D.o.E. N° 2 (Rif. Tabella 3.2)

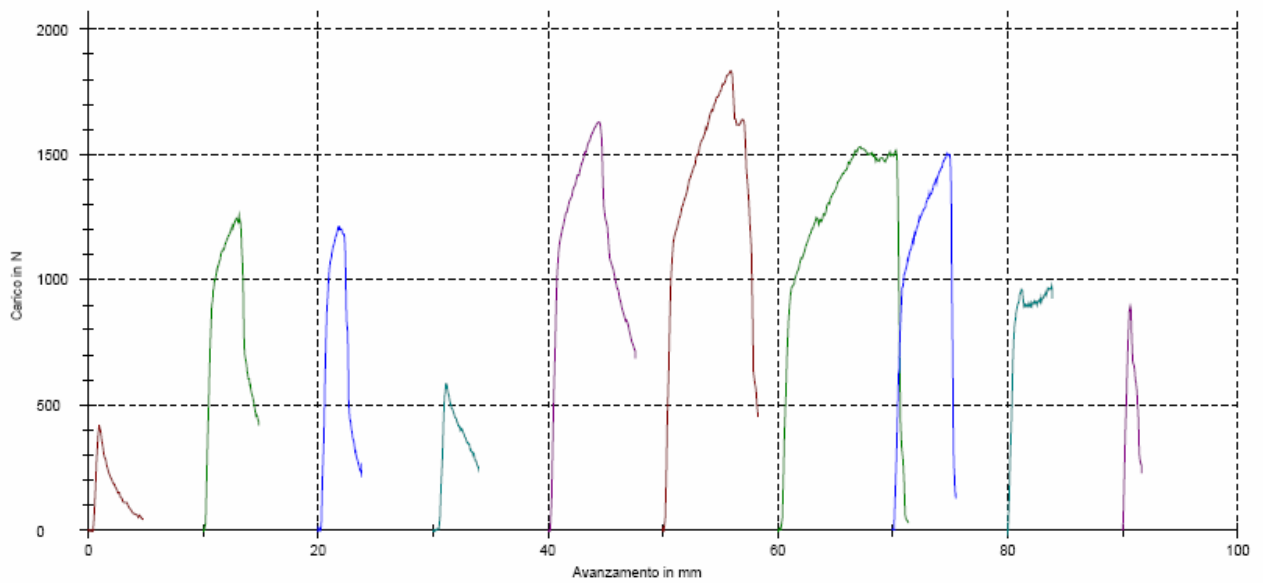


Figura 4.23 Risultati Prove Piega D.o.E. N° 2 (Rif. Tabella 3.2)

ω [rpm] : 900

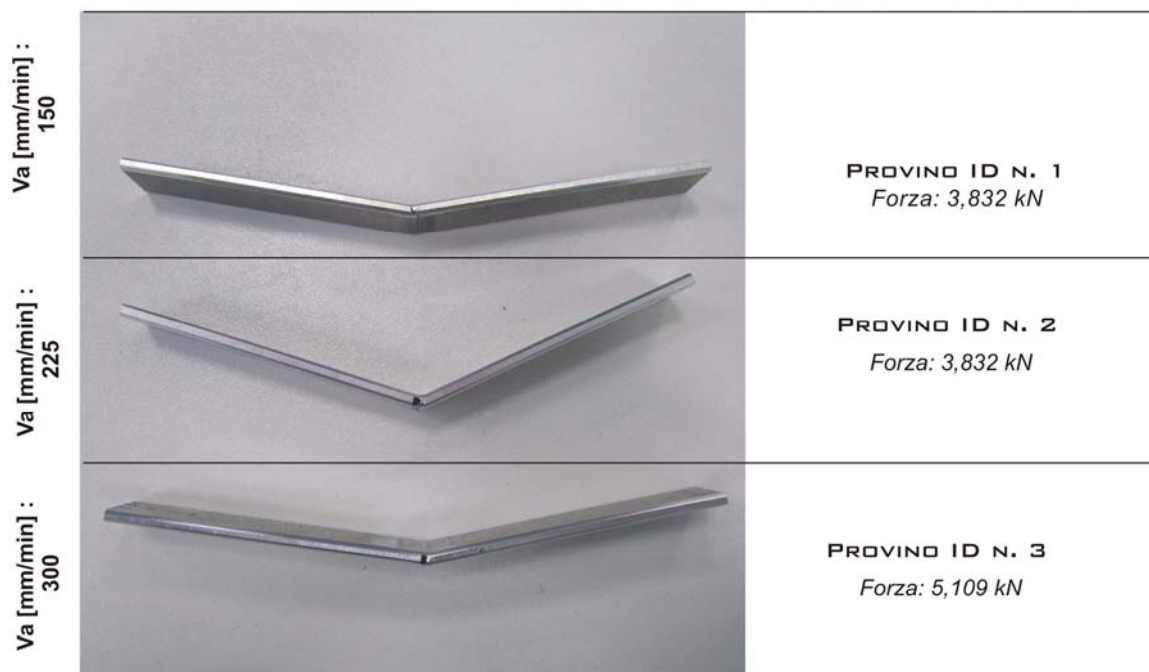


Tabella 4.16 Piegatura Provini ID N. 1 – 2 – 3 del D.o.E. N° 3 (Rif. Tabella 4.1)

Programma	: FSW	Materiale	: 2198-T851
Documento di riferimento	: Tesi Dottorato	macchina utilizzata	: zwick 100Kn Matr. 037090
Tipo di Prova	: Piegatura 180° r=2t	Temperatura	: 22°C
Procedura di Prova	: ASTM-E190-92	Data	: 20/10/2011

Nr	Identif. provino	Risultati di Prova		Valutazione Piegatura
		Spessore mm	Larghezza mm	
1	1-6bar	3,19	20	Inizio crinatura della giuntura a circa 20 gradi
2	2-6bar	3,18	19,9	Inizio crinatura della giuntura a circa 42 gradi
3	3-8bar	3,17	20,3	Inizio crinatura della giuntura a circa 18 gradi

Tabella 4.17 Risultati Prove Piega D.o.E. N° 3 (Rif. Tabella 4.1)

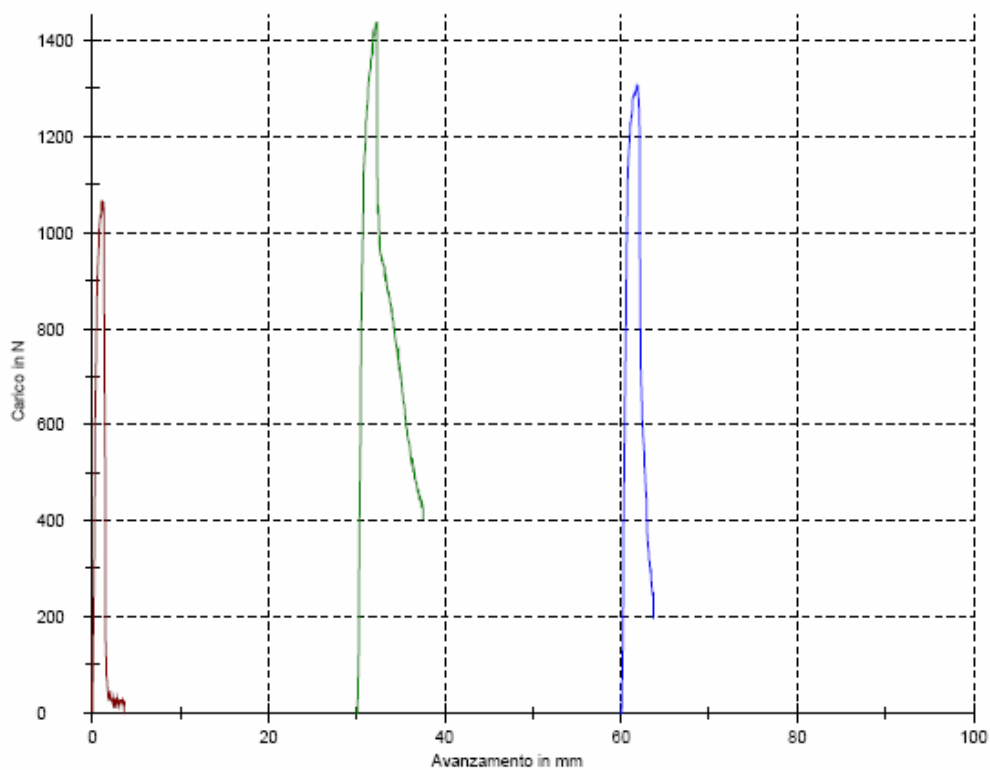


Figura 4.24 Risultati Prove Piega D.o.E. N° 3 (Rif. Tabella 4.1)

4.4.3 Prove di Trazione Statica

Per la AA 2198 T851 è stato definito un *Design of Experiment* (D.o.E.) con 2 fattori (velocità di rotazione V_r e velocità di avanzamento V_a) su 3 livelli, con 2 replicazioni del punto centrale, per un totale di 30 giunti, al fine di poter effettuare una corretta valutazione anche mediante ANOVA dell'influenza semplice e di quella combinata dei vari parametri scelti (fattori e relativi livelli), sulle proprietà meccaniche del giunto: Carico di Rottura UTS e Tensione di Snervamento Y_S .

4.4.3.1 Risultati Prove di Trazione

Le prove meccaniche di trazione sono state realizzate in accordo alla *ASTM B557M-10* ed al piano sperimentale D.o.E. N° 3 in Tabella 4.1; i risultati di tali prove sono stati registrati nella seguente Tabella 4.18:

RISULTATI PROVE DI TRAZIONE PER D.o.E. N° 3 (rif. Tabella N° 4.1)											
PROVINI BUTT JOINTS IN LEGA 2198-T851											
		Spessore reale	Spessore corretto	Larghezza	Yield Strength	Modulus of Elasticity	Tensile Strength (Peak stress)	Peak Load	Elongation at Fracture	Elongation at Peak	Tmax
		mm	mm	mm	Mpa	MPa	MPa	kN	%	%	°C
1	1-1	3,25	3,15	6,00	199,1	77797,2	207,0	3912	0,489	0,404	195,25
	1-2	3,27	3,17	6,00	163,0	77931,3	187,2	3560	0,496	0,269	195,25
	1-3	3,31	3,21	6,00	178,7	81707,1	178,7	3441	0,269	0,269	195,25
2	2-1	3,22	3,12	6,00	218,9	76183,8	219,7	4113	1,568	0,519	195,65
	2-2	3,24	3,14	6,00	247,1	79216,5	254,7	4799	0,950	0,793	195,65
	2-3	3,26	3,16	6,00	254,8	73103,9	283,5	5376	2,023	1,269	195,65
3	3-1	3,03	2,93	6,00	242,7	77283,3	265,1	4661	1,405	1,372	197,63
	3-2	3,16	3,06	6,00	265,6	88804,6	267,9	4919	1,048	0,675	197,63
	3-3	3,15	3,05	6,00	261,8	85825,5	263,0	4813	0,992	0,633	197,63
4	4-1	3,13	3,03	6,00	255,5	84281,0	308,4	5607	2,676	2,461	197,24
	4-2	3,15	3,05	6,00	246,9	79097,2	308,6	5648	3,022	2,888	197,24
	4-3	3,15	3,05	6,00	245,3	84787,9	305,5	5591	2,684	2,592	197,24
5A	5A-1	2,75	2,65	6,00	228,2	111425,2	239,0	3800	0,559	0,303	190,89
	5A-2	2,78	2,68	6,00	204,1	112020,1	219,5	3529	1,215	0,310	190,89
	5A-3	2,76	2,66	6,00	244,5	70976,6	250,5	3997	1,863	0,482	190,89
5B	5B-1	3,19	3,09	6,00	257,6	83136,1	289,9	5375	1,387	1,322	190,89
	5B-2	3,24	3,14	6,00	252,5	81003,0	320,5	6038	3,127	2,854	190,89
	5B-3	3,23	3,13	6,00	261,4	81677,7	330,1	6199	3,084	2,854	190,89
6	6-1	3,14	3,04	6,00	236,9	82049,4	273,5	4988	2,809	1,571	193,67
	6-2	3,18	3,08	6,00	247,4	80022,5	256,9	4748	1,780	0,886	193,67
	6-3	3,21	3,11	6,00	248,5	81102,3	263,8	4923	2,362	0,912	193,67
7	7-1	3,26	3,06	6,00	120,4	72236,2	120,4	2211	---	0,268	192,48
	7-2	3,23	3,03	6,00	198,7	93650,7	203,9	3707	---	0,531	192,48
	7-3	3,25	3,05	6,00	159,6	74466,6	159,6	2920	---	0,246	192,48
8	8-1	3,26	3,01	6,00	60,2	74783,9	99,9	1804	0,187	0,147	190,89
	8-2	3,27	3,02	6,00	156,6	85503,9	156,6	2838	0,245	0,228	190,89
	8-3	3,22	2,97	6,00	82,7	78288,9	158,3	2821	0,724	0,264	190,89
9	9-1	3,25	3,15	6,00	192,5	73483,6	222,6	4207	2,836	1,407	193,67
	9-2	3,24	3,14	6,00	162,0	87161,9	216,0	4070	---	---	193,67
	9-3	3,26	3,16	6,00	177,1	71444,2	213,8	4054	3,169	1,621	193,67

Tabella 4.18 Risultati Prove di Trazione relative al D.o.E. N° 3 (Rif. Tabella 4.1)

Per l'identificazione immediata dei giunti con le migliori caratteristiche tensili, sono stati calcolati, a partire dai risultati in Tabella 4.18, i valori medi di UTS e YS per ogni provino e le rispettive rese rispetto al materiale base (rif. Tabella 2.6). Nelle Tabelle 4.19, 4.20, 4.21 e 4.22 si osserva, infatti, che il giunto ID N° 4 ($V_a=150$ mm/min e $V_r=700$ rpm) risulta avere il valore medio massimo di UTS mentre per la tensione di snervamento YS il miglior giunto è ID N° 3 ($V_a=300$ mm/min e $V_r=900$ rpm).

UTS _m [MPa]		V _a [mm/min]		
		150	225	300
V _r [rpm]	900	191,0	252,6	265,3
	700	307,5	274,9	264,7
	500	161,3	138,3	217,5

Tabella 4.19 - Valori medi dell'UTS (rif. Tabelle 4.18)

Resa UTS _m [%]		V _a [mm/min]		
		150	225	300
V _r [rpm]	900	38,9	51,5	54,1
	700	62,7	56,1	53,9
	500	32,9	28,2	44,3

Tabella 4.20 – Valori Rese UTS_m (rif. Tabelle 4.19 e 2.6)

YS _m [MPa]		V _a [mm/min]		
		150	225	300
V _r [rpm]	900	180,3	240,2	256,7
	700	244,2	241,4	159,6
	500	159,6	99,8	177,2

Tabella 4.21 - Valori medi di YS (rif. Tabella 4.19)

Resa YS_m [%]		V_a [mm/min]		
		150	225	300
V_r [rpm]	900	41,6	55,4	59,2
	700	56,4	55,7	36,8
	500	36,8	23,0	40,9

Tabella 4.22 - Resa YS_m (rif. Tabelle 4.21 e 2.6)

Infine, per verificare se la rottura dei provini sollecitati a trazione è sopraggiunta a causa di difetti originati dal processo di saldatura, ed eventualmente comprendere se tali difetti possano avere influito sull'innescò della cricca che ha determinato la rottura, si osservino le immagini dei provini rotti relativi al D.o.E. N° 3 (rif. Tabella 4.1), in Tabella 4.23. Dato che per ogni combinazione di parametri e quindi per ogni giunto, si realizza una rottura sempre con la stessa geometria, in Tabella 4.23 si riporta una sola foto rappresentativa di tutti gli altri giunti equivalenti (Rif. Tabella 4.1).

Dall'analisi dei dati delle prove meccaniche e delle superfici di frattura dei giunti del D.o.E. N° 3, come visto per il D.o.E. N° 1 e per il D.o.E. N° 2 rispettivamente in Tabelle 4.6 e 4.7, si evince che i difetti originati nel processo di saldatura indeboliscono la microstruttura del giunto e conseguentemente le relative proprietà meccaniche.

Infatti, nella maggior parte dei casi, la rottura avviene al confine del *Nugget* con ZTMA al lato *Advancing Side* (A.S.) dove si localizzano i difetti microstrutturali; nei provini nei quali questi difetti sono molto meno pronunciati, ovvero nei giunti ID N° 4 e ID N° 5 (rif. Tabella 4.3), risultano più alti valori di allungamento a frattura e migliori caratteristiche meccaniche (rif. Tabella 4.18). A tal proposito, si osservino anche i giunti ID N° 3 in Tabella 4.4: il giunto ID N° 3 del D.o.E. N° 3 (saldato con F_v pari 5,109 kN) ha un difetto *tunnel* più piccolo di quello presente nel giunto ID N° 3 del D.o.E. N° 1 (saldato con F_v pari 6,386 kN) e risulta che il primo ha caratteristiche tensili migliori del secondo.










		Va [mm/min]		
		150	225	300
ω [rpm]	900	 PROVINO ID N. 1 (3,832 kN)	 PROVINO ID N. 2 (3,832 kN)	 PROVINO ID N. 3 (5,109 kN)
	700	 PROVINO ID N. 4 (6,386 kN)	 PROVINO ID N. 5A (6,386 kN)  PROVINO ID N. 5B (6,386 kN)	 PROVINO ID N. 6 (6,386 kN)
		500	 PROVINO ID N. 7 (6,386 kN)	 PROVINO ID N. 8 (6,386 kN)

Tabella 4.23 *Ingrandimento 2X: Sezioni di Butt Joints Rotti a seguito delle prove di trazione (Rif.*

Tabella 4.1)

4.4.3.2 ANOVA – UTS

Gli effetti statisticamente significativi sul modello UTS sono rappresentati dai termini in grassetto del seguente Formato Tabulare (Costante, Vr, Vr*Vr) ai quali corrispondono valori di $P < 0,05$:

Response Surface Regression: UTS versus Va; Vr

The analysis was done using coded units.

Estimated Regression Coefficients for UTS

Term	Coef	SE Coef	T	P
Constant	274,312	13,374	20,510	0,000
Va	14,628	9,136	1,601	0,122
Vr	31,983	9,136	3,501	0,002
Va*Va	12,410	14,651	0,847	0,405
Vr*Vr	-78,257	14,651	-5,341	0,000
Va*Vr	4,550	11,190	0,407	0,688

S = 38,7628 PRESS = 54868,5
R-Sq = 64,45% R-Sq(pred) = 45,91% **R-Sq(adj) = 57,05%**

Analysis of Variance for UTS

Source	DF	Seq SS	Adj SS	Adj MS	F	P
Regression	5	65385	65384,9	13077,0	8,70	0,000
Linear	2	22264	22264,3	11132,1	7,41	0,003
Square	2	42872	42872,2	21436,1	14,27	0,000
Interaction	1	248	248,4	248,4	0,17	0,688
Residual Error	24	36061	36061,4	1502,6		
Lack-of-Fit	3	17394	17394,2	5798,1	6,52	0,003
Pure Error	21	18667	18667,1	888,9		
Total	29	101446				

Il *P-Value* relativo al *Lack-of-Fit* (variazione dovuta al modello inadeguato) è $< 0,05$ e quindi lo scostamento del modello statistico dal sistema reale non è trascurabile, questo è confermato anche dall'analisi dei residui in Figura 4.25.

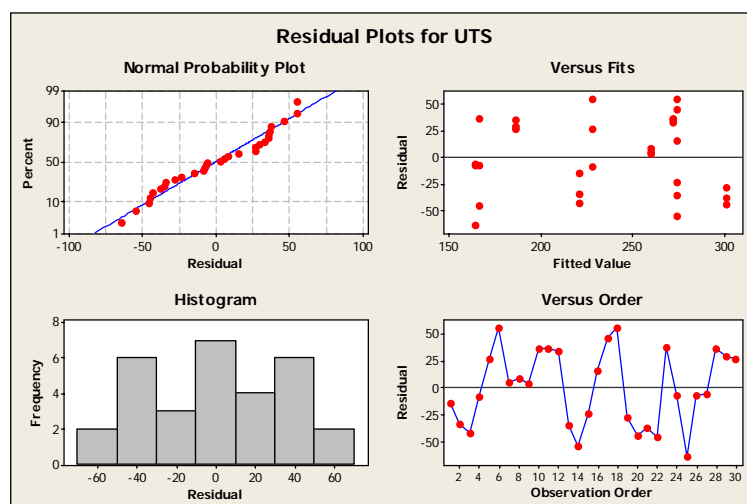


Figura 4.25 Diagrammi dei Residui per UTS

Dalla funzione *Best Subsets* si estraggono i seguenti modelli di regressione per UTS:

Best Subsets Regression: UTS versus Va; Vr; Va*Va; Vr*Vr; Va*Vr

Response is UTS

Vars	R-Sq	R-Sq(adj)	Mallows		V V V V V					
			Cp	S	a	r	a	r	r	
1	18,3	15,3	29,2	54,420						
1	18,2	15,2	29,3	54,456	X					X
2	59,3	56,3	3,4	39,082	X	X				
2	22,2	16,4	28,5	54,070	X		X			
3	63,5	59,3	2,6	37,723	X	X	X			
3	63,4	59,2	2,7	37,795	X	X	X	X	X	X
4	64,2	58,5	4,2	38,110	X	X	X	X		
4	63,5	57,7	4,6	38,463	X	X	X	X		
5	64,5	57,0	6,0	38,763	X	X	X	X	X	

Tra questi modelli è stato scelto quello con Cp più basso (Cp = 2,7). Con i fattori indicati nel modello scelto (Vr, Vr*Va e Vr*Vr), si effettua un'ulteriore regressione per verificare l'esattezza e la precisione del modello.

Regression Analysis: UTS versus Vr; Va*Vr; Vr*Vr;

L'equazione della regressione per UTS è:

$$UTS = - 765 + 2,76 Vr - 0,00190 Vr*Vr + 0,000280 Va*Vr$$

Predictor	Coef	SE Coef	T	P
Constant	-764,7	167,2	-4,57	0,000
Vr	2,7636	0,4964	5,57	0,000
Vr*Vr	-0,0019047	0,0003521	-5,41	0,000
Va*Vr	0,0002799	0,0001652	1,69	0,102

S = 37,7955 R-Sq = 63,4% **R-Sq(adj) = 59,2%**

Analysis of Variance

Source	DF	SS	MS	F	P
Regression	3	64305	21435	15,01	0,000
Residual Error	26	37141	1428		
Total	29	101446			

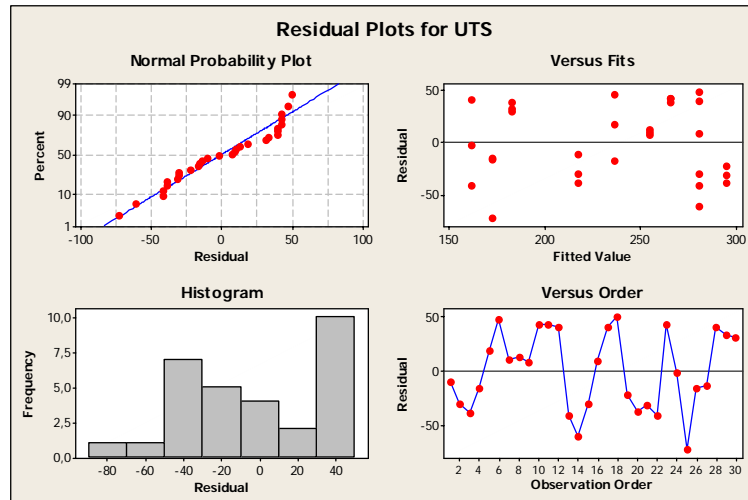


Figura 4.26 Diagrammi dei Residui per UTS

Anche i grafici in Figure 4.27 e 4.28 confermano che in caso di giunti saldati con $V_r = 700$ rpm le proprietà meccaniche ottengono massimi valori e che UTS aumenta con l'aumentare della V_a .

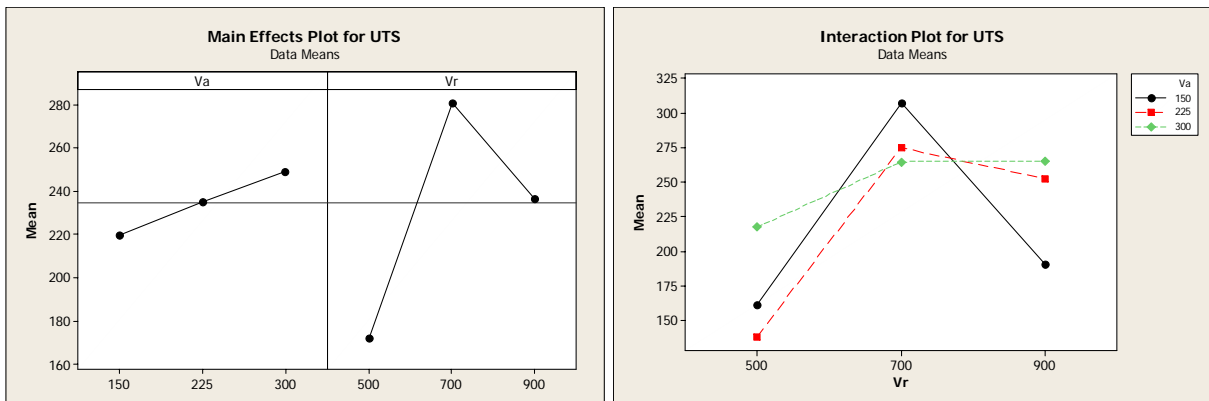


Figura 4.27 Diagrammi Effetti Principali per UTS

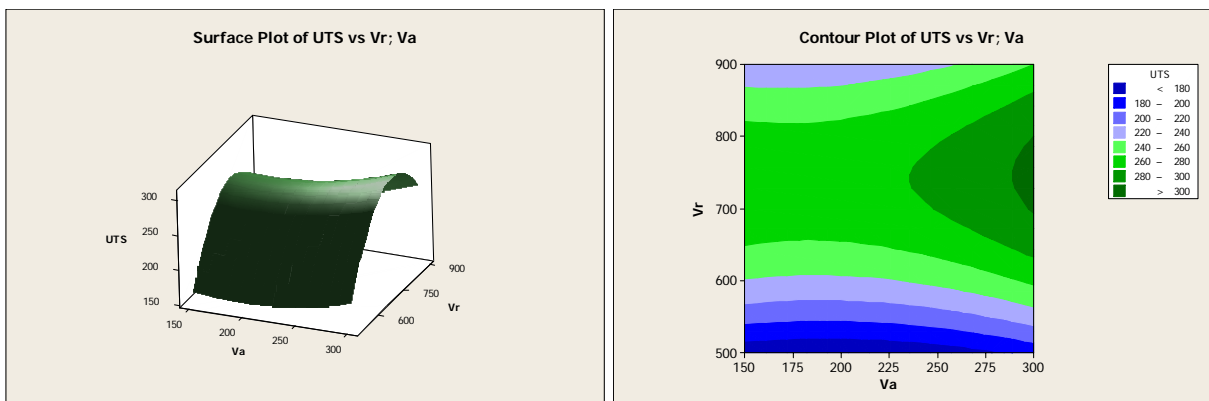


Figura 4.28 Estimated Response Surface Plots per UTS

4.4.3.3 ANOVA – YS

L'analisi della varianza per la caratteristica in esame, YS, mostra che i termini significativi per il modello statistico come per UTS sono la costante, la Vr e il quadrato della velocità di rotazione Vr*Vr ($P < 0,05$) con un $R\text{-Sq}(adj)$ (R^2) pari a 65,98%. Il *Lack-of-Fit* con $P = 0,003$ indica che la variazione del modello statistico è di una certa rilevanza; in Figura 4.29 si riporta l'Analisi dei Residui.

Response Surface Regression: YS versus Va; Vr

The analysis was done using coded units.

Estimated Regression Coefficients for YS

Term	Coef	SE Coef	T	P
Constant	236,23	10,961	21,552	0,000
Va	14,84	7,488	1,982	0,059
Vr	40,10	7,488	5,356	0,000
Va*Va	15,67	12,007	1,305	0,204
Vr*Vr	-61,04	12,007	-5,084	0,000
Va*Vr	14,71	9,171	1,604	0,122

S = 31,7680 PRESS = 38278,6
R-Sq = 71,85% R-Sq(pred) = 55,51% **R-Sq(adj) = 65,98%**

Analysis of Variance for YS

Source	DF	Seq SS	Adj SS	Adj MS	F	P
Regression	5	61811	61811	12362,1	12,25	0,000
Linear	2	32914	32914	16456,8	16,31	0,000
Square	2	26301	26301	13150,5	13,03	0,000
Interaction	1	2596	2596	2596,1	2,57	0,122
Residual Error	24	24221	24221	1009,2		
Lack-of-Fit	3	11421	11421	3807,0	6,25	0,003
Pure Error	21	12800	12800	609,5		
Total	29	86031				

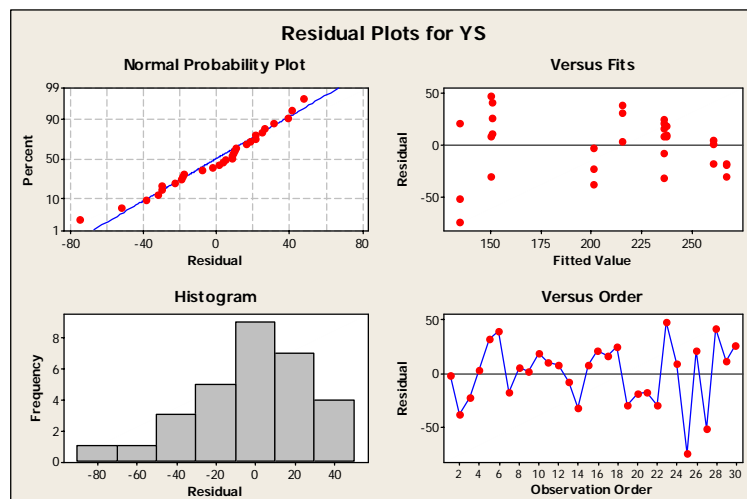


Figura 4.29 Diagrammi dei Residui per YS

Dall'analisi del *Best Subsets Regression* si sceglie la regressione con $C_p = 6,0$:

Best Subsets Regression: YS versus Va; Vr; Va*Va; Vr*Vr; Va*Vr

Response is YS

Vars	R-Sq	R-Sq(adj)	Mallows		V V V					
			Cp	S	a	r	a	r	r	
1	33,6	31,3	30,6	45,152	X					
1	31,6	29,2	32,3	45,829						X
2	62,2	59,4	8,2	34,695	X	X				
2	41,3	36,9	26,1	43,266	X				X	
3	68,4	64,8	4,9	32,336	X	X	X			
3	67,4	63,7	5,8	32,830	X	X	X			
4	69,8	65,0	5,7	32,212	X	X	X	X		
4	68,8	63,8	6,6	32,752	X	X	X	X		
5	71,8	66,0	6,0	31,768	X	X	X	X	X	

Con tutti i termini Vr, Va, Va*Vr e Vr*Vr si effettua un'ulteriore regressione:

Regression Analysis: YS versus Vr; Va; Va*Vr; Vr*Vr; Va*Va

The regression equation is

$$YS = -401 + 2,12 Vr - 1,74 Va + 0,000981 Va*Vr - 0,00153 Vr*Vr + 0,00279 Va*Va$$

Predictor	Coef	SE Coef	T	P
Constant	-401,0	188,5	-2,13	0,044
Vr	2,1164	0,4438	4,77	0,000
Va	-1,742	1,056	-1,65	0,112
Va*Vr	0,0009806	0,0006114	1,60	0,122
Vr*Vr	-0,0015261	0,0003002	-5,08	0,000
Va*Va	0,002786	0,002135	1,31	0,204

S = 31,7680 R-Sq = 71,8% R-Sq(adj) = 66,0%

Dalla seguente ANOVA si ottiene un'attendibilità della regressione pari a $P\text{-Value} = 0,000$ e si candida a rappresentare il sistema con maggiore precisione. L'analisi dei residui normale in Figura 4.30 conferma l'affidabilità del modello di regressione.

Analysis of Variance

Source	DF	SS	MS	F	P
Regression	5	61811	12362	12,25	0,000
Residual Error	24	24221	1009		
Total	29	86031			

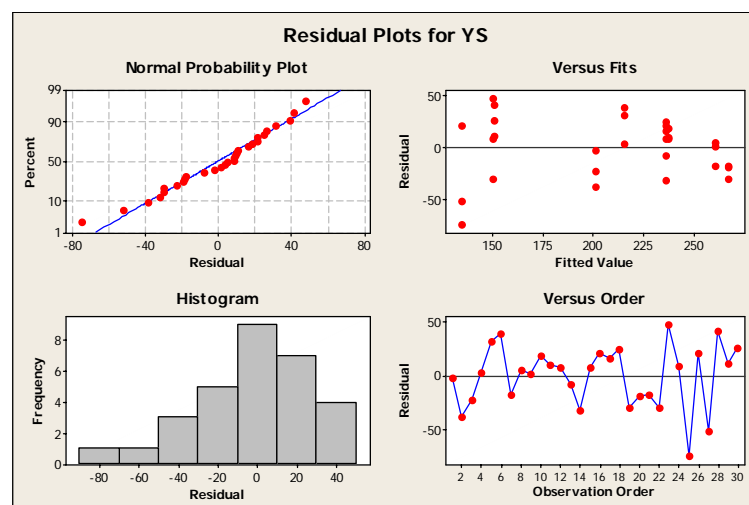


Figura 4.30 Diagrammi dei Residui per YS

Anche i grafici in Figure 4.31 e 4.32 confermano che in caso di giunti saldati con $V_r = 700$ rpm le proprietà meccaniche ottengono massimi valori e che YS aumenta con l'aumentare della V_a .

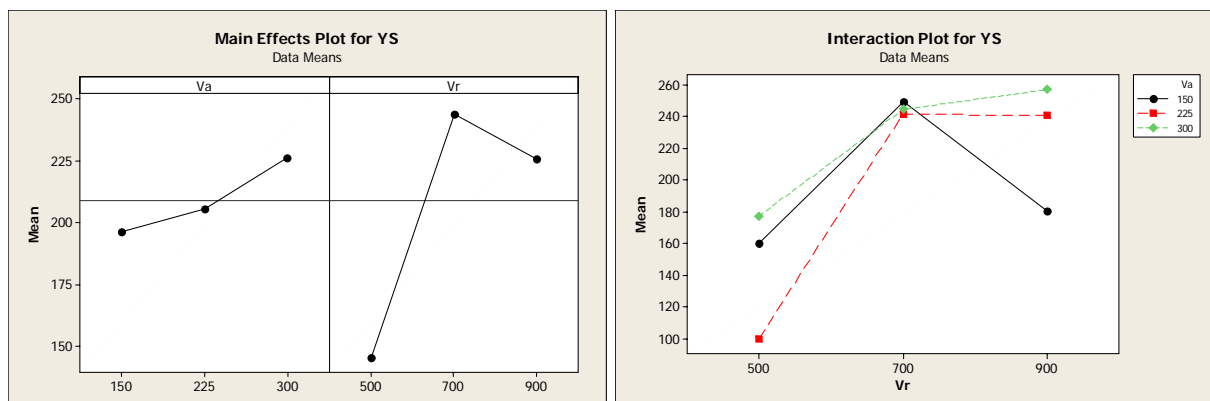


Figura 4.31 Diagrammi Effetti Principali per YS

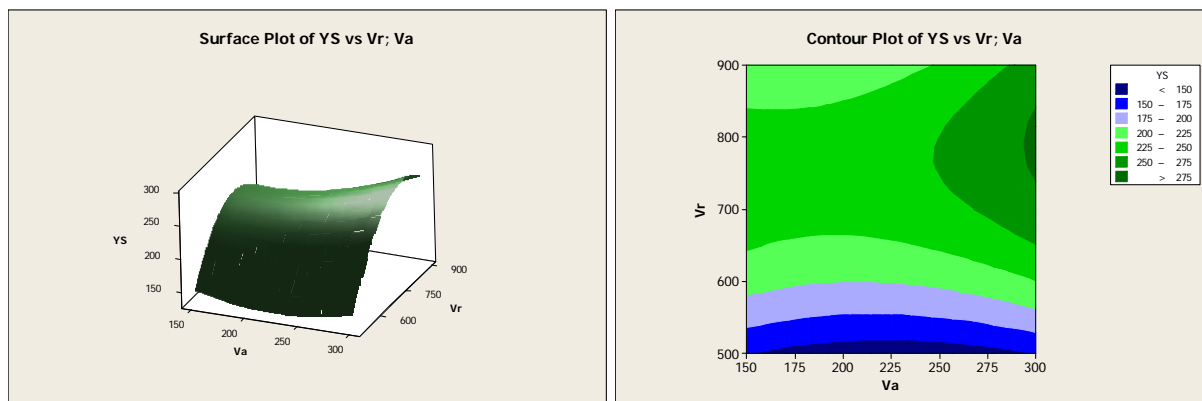


Figura 4.32 *Estimated Response Surface Plots per YS*

4.5 Conclusioni

I risultati dei Piani D.o.E analizzati in questo Capitolo e nel Capitolo 3, mostrano che mediamente le migliori caratteristiche meccaniche UTS – YS - *Bending* - Microdurezza si riscontrano nei *Butt Joints* in lega 2198 T851 saldati con velocità di rotazione pari a 700 rpm. Quanto detto conferma i risultati ottenuti nel Capitolo 3, ovvero che “i parametri ottimali per il giunto - nella configurazione di processo considerata (impianto *FSW*, utensile, attrezzatura di serraggio, etc.) – sono mediamente quelli dati da combinazioni di Vr e Fv rispettivamente pari a 700 rpm e 7,024 kN”.

Dall’analisi metallografica dei giunti si evince che le difettologie microstrutturali osservate, dovute principalmente all’utilizzo di utensile non filettato e ad un angolo di *tilt* pari a 0°, influiscono negativamente sulle caratteristiche tensili. Per questo motivo, si suggerisce per gli sviluppi futuri di ripetere le prove sperimentali con un utensile appositamente ideato allo scopo di migliorare le *performances* dei giunti. Difatti, un tale tipo di utensile determina un miglioramento della qualità del giunto e quindi una riduzione delle difettologie riscontrate (*Flash, Tunnel, Swirl*, etc.) a seguito di un più efficace mescolamento del materiale plasticizzato.

Capitolo 5

Verifica della Suscettibilità alla

Corrosione dei Giunti in Lega 2198 T851

5.1 Introduzione

I test di suscettibilità alla corrosione esfoliante, in accordo alla *ASTM G34* [XX]., sono stati eseguiti per valutare il comportamento dei *butt joints* in lega 2198 T851 verso questo tipo di corrosione ed a completamento delle attività di sviluppo preliminare per la caratterizzazione di tali giunti affrontate nel Capitolo 4.

Tutti i provini, dopo le prove di “*exfoliation corrosion susceptibility*”, sono stati osservati mediante un’analisi visiva e macrografica con ingrandimento variabile da 20X a 50X, per indagare la tipologia e la severità di corrosione.

Al fine di verificare la profondità di corrosione, i provini sono stati osservati in sezioni trasversali alla saldatura, con microscopio ottico ad ingrandimento variabile fino a 100X, dopo preparazione dei provini stessi in accordo alla *ASTM E3*. Il grado di corrosione è stato valutato e rapportato al criterio indicato nella Tabella 5.1, in accordo alla Norma di riferimento applicabile *ASTM G34*.

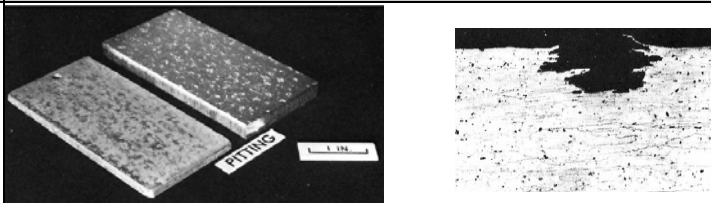
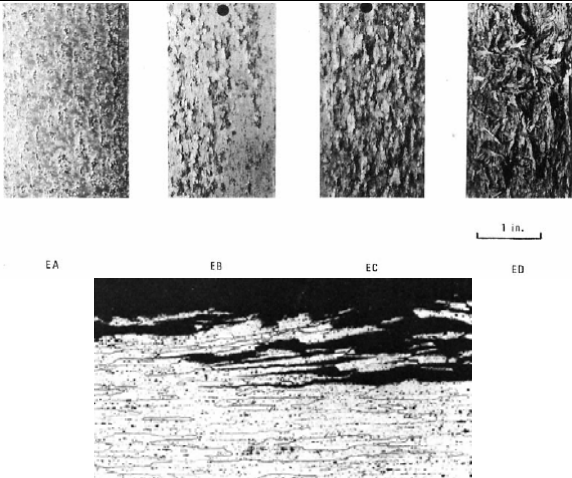
Classificazione	Immagini Grado di Severità Corrosione (Rif. ASTM G34)	Grado
<i>Pitting</i>		P
<i>Exfoliation</i>		EA ÷ ED

Tabella 5.1 Codici di Classificazione dell’*Exfoliation Test* in accordo alla *ASTM G34*

5.2 Descrizione Provini

I provini *Butt Joints* per le prove di corrosione sono stati ricavati da lamiere in lega 2198 T851:

- 10 provini per prova di *exfoliation* di dimensioni pari a 50 mm (larghezza) x 100 mm (lunghezza) x 3,2 mm (spessore), realizzati in modo tale che la linea di saldatura sia parallela alla dimensione maggiore del provino, in accordo all'*ASTM G34* (Tabella 5.2);
- 10 provini per le indagini macrografiche e micrografiche in accordo all'*ASTM E3* (Tabella 5.5).

Tutti i provini hanno il lato di lunghezza maggiore (100 mm) parallelo alla direzione di laminazione "L" ed al cordone di saldatura.

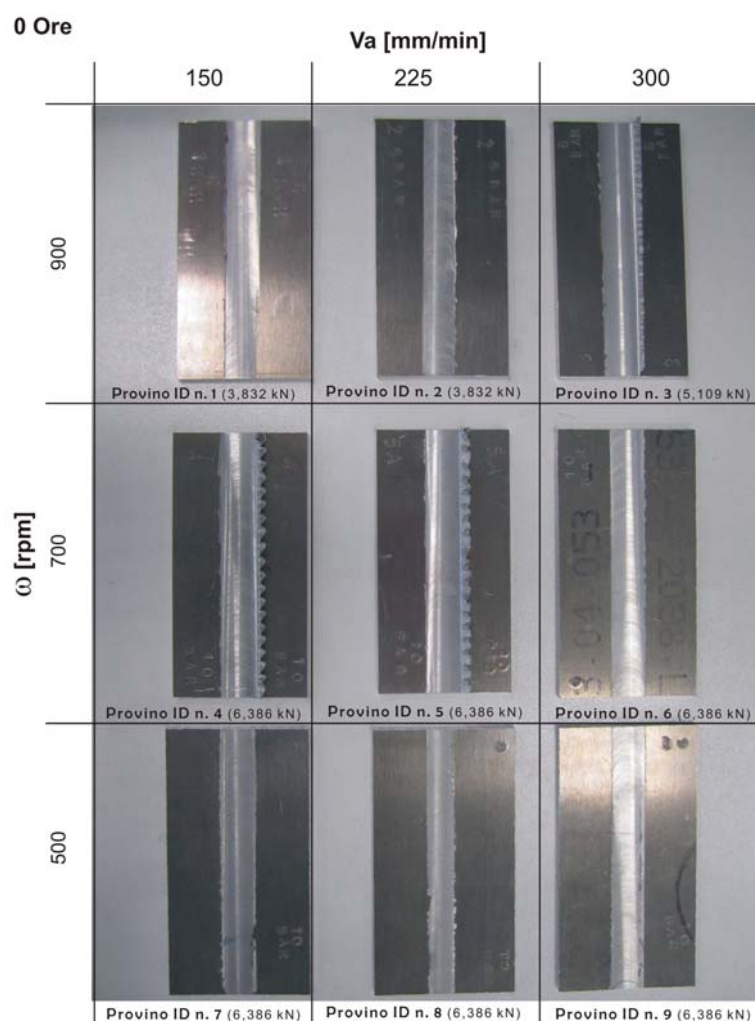


Tabella 5.2 Provini per Prove di *Exfoliation* in accordo alla all'*ASTM G34*

5.3 Risultati Prove di *Exfoliation Corrosion Susceptibility*

I provini sono stati immersi, rispettivamente per 48 e 96 ore, nella soluzione di prova a temperatura ambiente (23 °C): il volume di un litro di soluzione, necessario per ogni provino, è costituito da 234 g di cloruro di sodio (NaCl), 50 g di nitrato di potassio (KNO₃) sciolti in acqua (H₂O), con l'aggiunta di 6.3 ml di acido nitrico (HNO₃) (70% in peso per litro).

Trascorso il tempo di immersione sono stati eseguiti i seguenti controlli visivi, macrografici e micrografici sui provini:

1) **Ispezione Visiva:**

L'ispezione visiva, eseguita dopo la prova, ha evidenziato sui provini immersi per 48 ore e per 96 ore, una corrosione di tipo "*exfoliation*" meno severa in corrispondenza della superficie di saldatura rispetto alle superfici del metallo base (rif. Tabelle 5.3 e 5.4).

Nelle Tabelle 5.3 e 5.4 è riportato, per ciascun provino, il relativo grado di corrosione valutato e rapportato al criterio indicato nell'*ASTM G34* (vedi Tabella 5.1).

48 Ore




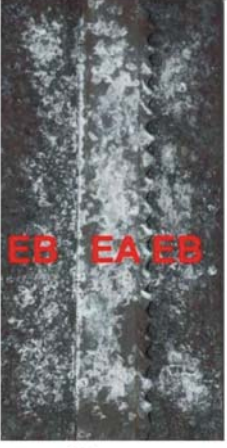

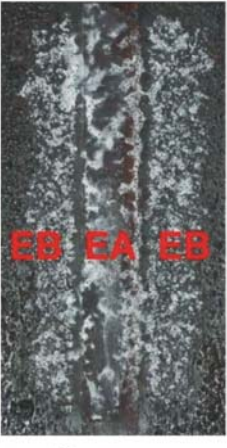



		Va [mm/min]		
		150	225	300
ω [rpm]	900	 <p>Provino ID n. 1 (3,832 kN)</p>	 <p>Provino ID n. 2 (3,832 kN)</p>	 <p>Provino ID n. 3 (5,109 kN)</p>
	700	 <p>Provino ID n. 4 (6,386 kN)</p>	 <p>Provino ID n. 5 (6,386 kN)</p>	 <p>Provino ID n. 6 (6,386 kN)</p>
	500	 <p>Provino ID n. 7 (6,386 kN)</p>	 <p>Provino ID n. 8 (6,386 kN)</p>	 <p>Provino ID n. 9 (6,386 kN)</p>

Tabella 5.3 *Provini dopo 48 ore di Immersione e Classificazione Grado di Corrosione secondo ASTM G34*

96 Ore


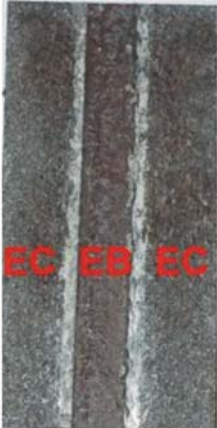







	Va [mm/min]		
	150	250	300
ω [rpm]	<p>900</p>  <p>Provino ID n. 1 (3,832 kN)</p>	 <p>Provino ID n. 2 (3,832 kN)</p>	 <p>Provino ID n. 3 (5,109 kN)</p>
	<p>700</p>  <p>Provino ID n. 4 (6,386 kN)</p>	 <p>Provino ID n. 5 (6,386 kN)</p>	 <p>Provino ID n. 6 (6,386 kN)</p>
	<p>500</p>  <p>Provino ID n. 7 (6,386 kN)</p>	 <p>Provino ID n. 8 (6,386 kN)</p>	 <p>Provino ID n. 9 (6,386 kN)</p>

Tabella 5.4 *Provini dopo 96 ore di Immersione e Classificazione Grado di Corrosione secondo ASTM G34*

È stata effettuata la prova anche su provini *Butt joints* saldati con lamiere dello spessore di 3,2 mm in lega 2198 T351; si nota dall'immagine in Figura 5.1 che, rispetto al provino ID N° 9 in lega 2198 T851 della Tabella 5.4, il metallo base presenta un grado di corrosione di tipo “*exfoliation*” più basso rispetto alla zona saldata.

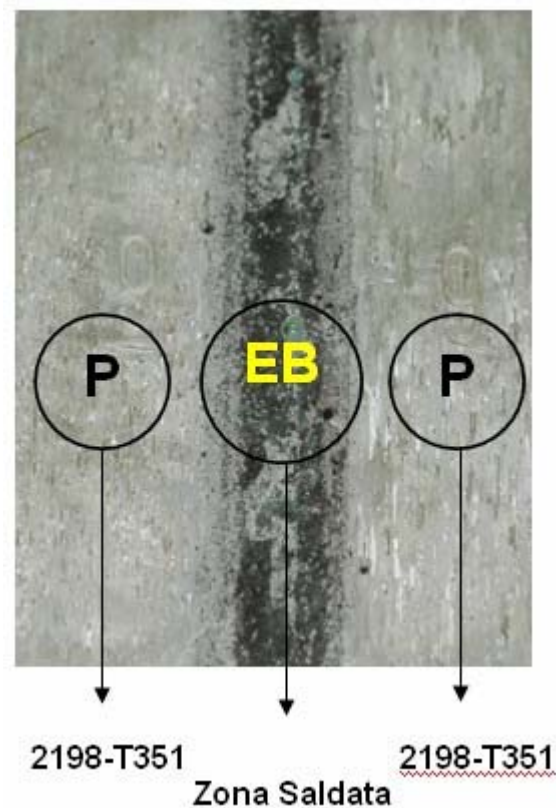


Figura 5.1 *Provino Butt Joint ID N° 9 (500rpm, 300 mm/min, 6,386 kN) in Lega 2198 T351 dopo 96 Ore di Immersione*

2) **Esame Macrografico:**

L'esame Macrografico in Tabella 5.5, conferma i risultati emersi dall'ispezione visiva: per tutti i provini, preparati in accordo alla ASTM E3, nelle zone saldate, il grado di corrosione è inferiore rispetto a quello del metallo base.

A titolo di esempio si osservi anche la Figura 5.2.











		Va [mm/min]		
		150	225	300
ω [rpm]	900	 <p>Provino ID n. 1 (3,832 kN)</p>	 <p>Provino ID n. 2 (3,832 kN)</p>	 <p>Provino ID n. 3 (5,109 kN)</p>
	700	 <p>Provino ID n. 4 (6,386 kN)</p>	 <p>Provino ID n. 5A (6,386 kN)</p>  <p>Provino ID n. 5B (6,386 kN)</p>	 <p>Provino ID n. 6 (6,386 kN)</p>
	500	 <p>Provino ID n. 7 (6,386 kN)</p>	 <p>Provino ID n. 8 (6,386 kN)</p>	 <p>Provino ID n. 9 (6,386 kN)</p>

Tabella 5.5 Macrografie (20X) Provini Butt Joints 2198 T851 relativi alla Campagna di Prove Exfoliation dopo 96 Ore di Immersione



Figura 5.2 *Aspetto Tipico in Sezione delle Corrosioni dell'Area Saldata e dintorni– Provino N° 4 preparato in accordo alla ASTM E 3 – Ingrandimento 20X*

3) Esame Micrografico:

Dall'esame micrografico è stato possibile per ciascun provino, preparato in accordo alla *ASTM E 3*, misurare le profondità massime di corrosione in corrispondenza della zona saldata e del materiale base (rif. Tabella 5.6).

Provino ID N°	Tempo di Immersione	Profondità Massima di Corrosione in Zona Saldata	Profondità Massima di Corrosione in Zona Materiale Base
1	96 ore	250 μm	395 μm
2	96 ore	195 μm	360 μm
3	96 ore	130 μm	245 μm
4	96 ore	290 μm	460 μm
5A	96 ore	280 μm	420 μm
5B	96 ore	180 μm	250 μm
6	96 ore	130 μm	260 μm
7	96 ore	270 μm	405 μm
8	96 ore	180 μm	345 μm
9	96 ore	190 μm	360 μm

Tabella 5.6 *Profondità Massime di Corrosione dopo 96 ore di Immersione (Rif. Tabella 5.5)*

Nelle seguenti figure (Figure 5.3, 5.4, 5.5, 5.6 e 5.7) si presentano micrografie di due provini dopo prova di “*exfoliation corrosion susceptibility*” (Rif. Tabella 5.4).

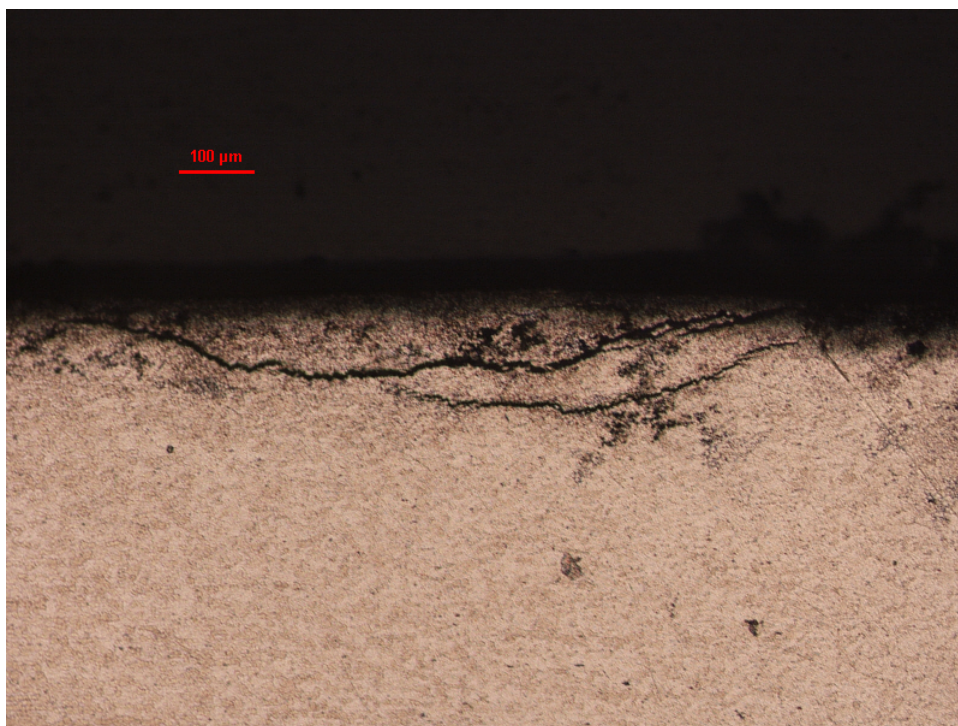


Figura 5.3 *Ingrandimento 100X: Aspetto tipico, in Sezione, dell'Exfoliation in Corrispondenza dell'Area Nugget - Provino ID N° 2 dopo 96 ore (Rif. Tabelle 5.4 e 5.5)*

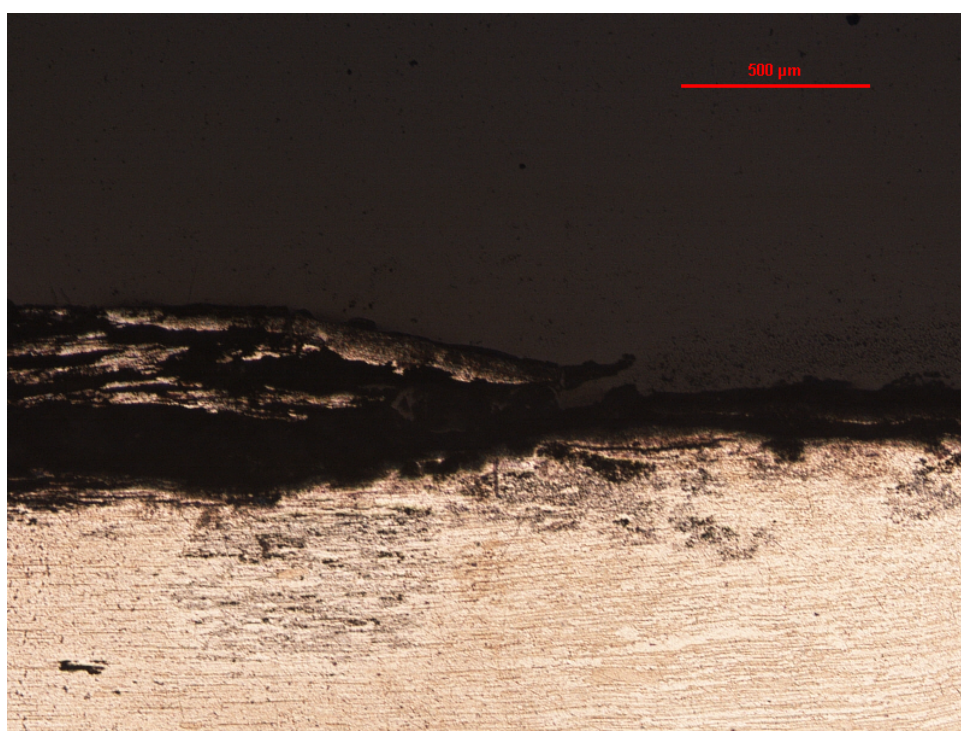


Figura 5.4 *Ingrandimento 50X: Aspetto tipico, in Sezione, dell'Exfoliation in Corrispondenza del Metallo Base - Provino ID N° 2 dopo 96 ore (Rif. Tabelle 5.4 e 5.5)*

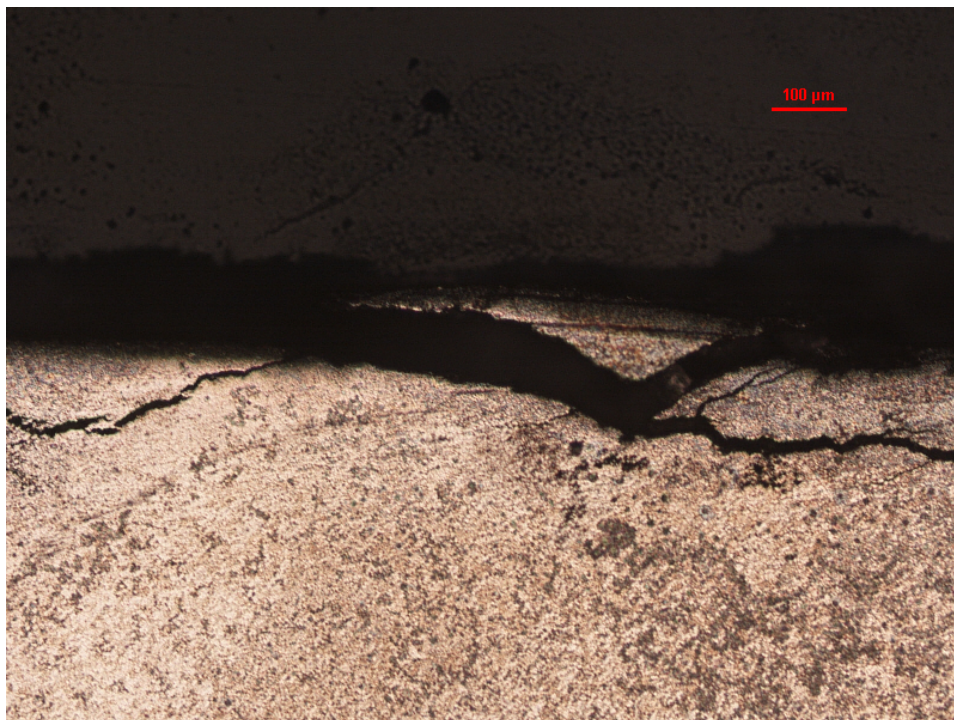


Figura 5.5 *Ingrandimento 100X: Aspetto tipico, in Sezione, dell'Exfoliation in Corrispondenza dell'Area Nugget - Provino ID N° 1 dopo 96 ore (Rif. Tabelle 5.4 e 5.5)*

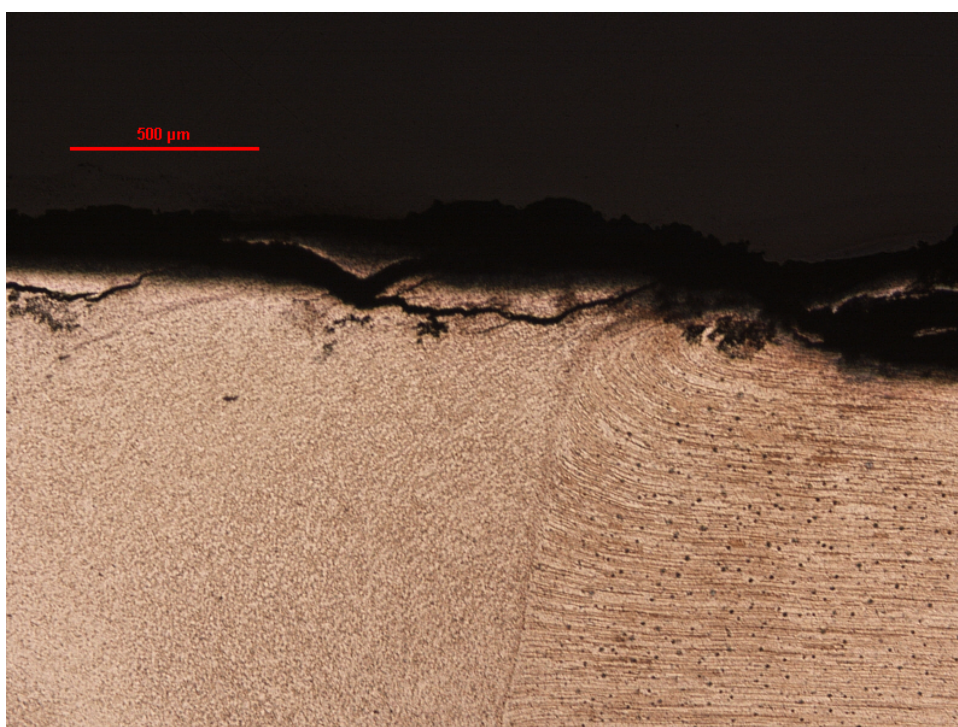


Figura 5.6 *Ingrandimento 50X: Aspetto tipico, in Sezione, dell'Exfoliation in Corrispondenza dell'Area "Nugget /Thermo-Mechanically Affected Zone(Advancing Side)" - Provino ID N° 1 dopo 96 ore (Rif. Tabelle 5.4 e 5.5)*

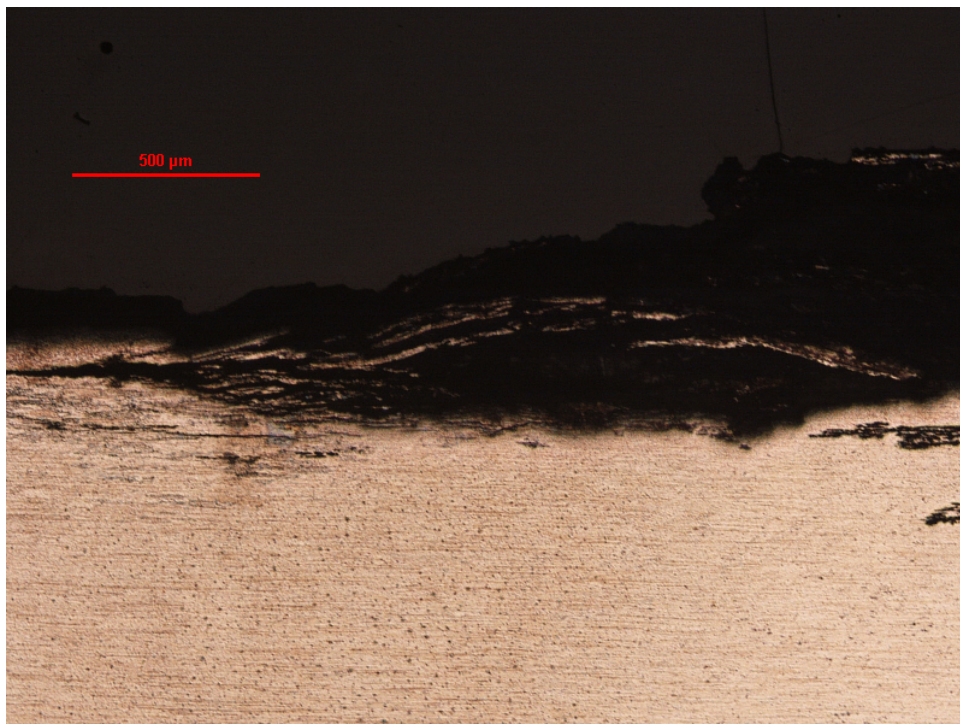


Figura 5.7 *Ingrandimento 50X: Aspetto tipico, in Sezione, dell'Exfoliation in Corrispondenza del Metallo Base - Provino ID N° 1 dopo 96 ore (Rif. Tabelle 5.4 e 5.5)*

5.4 Conclusioni

Il trattamento termico *post-welding T8* per la lega *Alluminio-Litio 2198* determina nella zona di saldatura *FSW* un grado di corrosione di tipo *exfoliation* minore rispetto a quello generato nel materiale base.

Infine, il grado di corrosione osservato nei vari provini, in accordo alla *ASTM G34*, nella zona saldata sembra non essere influenzato dai parametri di processo in esame (Velocità di Rotazione, Velocità di Avanzamento e Forza Verticale).

BIBLIOGRAFIA

[1]	www.twi.co.uk
[2]	R.S.Mishra, Z.Y. Ma, “ <i>Friction Stir Welding and Processing</i> ”, Materials Science and Engineering, R50, Agosto 2005.
[3]	R.B.Aronson, A new look at aircraft assembly. Friction Stir Welding is the answer; Manufacturing Engineering, Vol. 132 No. 3, 2004.
[4]	Cindie Giummarra, Bruce Thomas and Roberto J. Rioja ,“New Aliminum Lithium Alloys For Aerospace Applications”, Proceedings of the Light Metals Technology Conference, 2007.
[5]	Amit Joshi, http://www.metalwebnews.com/howto/alloys/alloys.pdf
[6]	http://www.dedalonews.it/it/index.php/09/2011/airbus-riceve-primomuso-a350/
[7]	T.H. Sanders Jr., E. A. Strake Jr., Acta Metallurgica, Vol. 30, 1982.
[8]	S. Suresh, A.K. Vasudévan, M. Tosten, and P. R. Howell, Acta Metalurgica, Vol. 35, 1987.
[9]	ASTM E 1097 “ <i>Direct Current Plasma-Atomic Emission Spectrometry Analysis</i> ”
[10]	ASTM D792 “ <i>Standard Test Methods for Density and Specific Gravity (Relative Density) of Plastics by Displacement</i> ”
[11]	ASTM E3: “ <i>Preparation of Metallographic Specimens</i> ”,
[12]	K.T. Venkateswara Rao, R.O. Ritchie, Material Science and Technology, Vol. 5, 1989, pp. 882-995.
[13]	ASTM B557M-10: “ <i>Standard Test Methods for Tension Testing Wrought and Cast Aluminum- and Magnesium-Alloy Products (Metric)</i> ”
[14]	U. Krüger, <i>Sixth International Aluminium-Lithium Conference</i> , DGM Informationgesellschaft, Germany, 1991, pp. 1183-1189

[15]	J.C. Lippold, W. Lin, <i>Materials Science Forum</i> , Vols. 217-222, Trans Tech Publications, Switzerland, 1996, pp. 1685-1690.
[16]	C.E. Cross, L. W. Loechel, G. F. Braun, <i>Sixth International Aluminium-Lithium Conference</i> , DGM Informationgesellschaft, Germany, 1991, pp. 1165-1170
[17]	C.E. Cross, W. T. Tack, <i>Selection and Weldability of Aluminum-Lithium Alloys</i> , in Metal Handbook Vol. 6, 10a edizione, Materials Park, Ohio, ASM International, 1993, p.549-553.
[18]	B. Biermann, R. Dierken, R. Kupfer, A. Lang, H. W. Bergmann, <i>Aluminium-Lithium, Sixth International Aluminium-Lithium Conference</i> , DGM Informationgesellschaft, Germany, 1991, pp. 1159-1164.
[19]	L.H. Van Vlack, <i>Elements of Materials Science and Engineering</i> , 3rd Ed., Addison-Wesley Publishing Co., Inc., Reading, Mass, 1975
[20]	James F. Shackelford, <i>Introduction to Materials Science for Engineers</i> , 4rd Ed., SI Edition published by Prentice Hall Europe, 1998, pp. 240-241.
[21]	C.E.D. Rowe, W.Thomas, “ <i>Advances in tooling materials for Friction Stir Welding</i> ”, TWI and Cedar Metals Ltd., pgg 1-11.
[22]	W.M.Thomas, I.Munns, P.T.Smith, <i>FSW of an Aluminum Alloy – Effects of Tool Geometry</i> ; TWI Research Report, 668/1999
[23]	P.A. Colegroove, H. R. Shercliff, T. Hyoe, “ <i>Developing of the Trivextm friction stir welding tool for making lap welds</i> ”, Proc. del 5th International FSW Symposium, Metz, France 14-16 Settembre 2004.
[24]	ASTM E190: “ <i>Standard Test Method for Guided Bend Test for Ductility of Welds</i> ” , last issue.
[25]	ASTM G34: “ <i>Standard Test Method for Exfoliation Corrosion susceptibility in 2xxx and 7xxx series aluminium alloys (EXCO test)</i> ”, last issue.