POLITECNICO DI TORINO

Collegio di Ingegneria Meccanica, Aerospaziale e dell'Autoveicolo

Corso di Laurea Magistrale

in Ingegneria Meccanica

Tesi di Laurea Magistrale

Studio della durata a fatica ad alto numero di cicli di giunzioni saldate a punto:

sviluppo metodologico in Optistruct e Abaqus

Relatore:

Prof. Carlo Rosso

Relatori aziendali:

Ing. Domenico Macrì
Ing. Pasquale Iacobone

Candidato:

Leonardo Marinangeli

Luglio 2025

Alla mia Famiglia,
di Pollenza e Torino
A nonna Rina, per tutti i “Buongiorno”
A mamma Moira, per tutte le “Buonanotte”

Ringraziamenti

Questo elaborato segna la conclusione di un percorso significativo e, al tempo stesso, l'inizio di una nuova fase della mia vita. È il punto di arrivo di un'evoluzione iniziata molti anni fa, tra le campagne delle colline maceratesi dove ho trascorso l'infanzia. In quell'ambiente semplice e autentico, ho avuto l'opportunità di crescere nell'officina di mio nonno *Giovanni*, tra il rumore dei martelli e il profumo del ferro. Quelle saldature, che da bambino osservavo con meraviglia e che a volte mi affaticavano la vista, sono oggi tornate al centro del mio percorso, trasformandosi da gesti familiari a oggetto di studio, ricerca e crescita professionale. Questo traguardo rappresenta per me e per la mia famiglia un momento di svolta, frutto di anni di impegno, curiosità e passione.

I miei più sentiti ringraziamenti vanno a *Stellantis Europe S.p.A.,* che mi ha offerto l'opportunità di approfondire questa tematica all'interno di un contesto industriale d'eccellenza. È stato un privilegio poter accedere ai materiali forniti, conoscere da vicino la realtà aziendale e apprendere il metodo con cui affrontano il lavoro quotidiano. Un grazie particolare agli ingegneri *Domenico Macrì* e *Pasquale Iacobone*, co-relatori aziendali, per la disponibilità, la pazienza e il supporto costante dimostrati, sia in presenza che da remoto, nonostante gli inevitabili ostacoli lungo il percorso. I loro consigli rappresentano per me un bagaglio prezioso per il futuro.

Desidero ringraziare il Professor *Carlo Rosso*, relatore di questo lavoro, con cui ho avuto il piacere di collaborare in maniera del tutto inaspettata, non essendo un suo studente. Fin dai primi incontri sono rimasto colpito dalla sua gentilezza e fiducia, qualità mai scontate, che hanno reso questo percorso non solo più sereno, ma anche più stimolante. Lo ringrazio profondamente per la disponibilità, le competenze condivise e per avermi guidato anche in attività complementari, che si sono rivelate altrettanto formative.

Abstract

La *saldatura a resistenza per punti* costituisce una delle tecnologie di giunzione più diffuse nel settore automotive, impiegata per l'unione di lamiere sottili grazie alla sua alta capacità produttiva, ripetibilità e adeguata resistenza meccanica. La presente tesi ha l'obiettivo di *sviluppare una metodologia numerica per la previsione della durata a fatica in regime ad alto numero di cicli* (High-Cycle Fatigue, HCF) delle giunzioni saldate a punto e di ottenere una correlazione coerente tra i risultati forniti dai solutori agli elementi finiti *Optistruct e Abaqus*, mediante un'adeguata modellazione dell'elemento di saldatura. Sulla base della campagna sperimentale condotta su provini Lap-Shear e Coach-Peel, mediante prove a fatica ad alto numero di cicli, è stato possibile ricavare il numero di cicli a rottura e analizzare le modalità di cedimento. La valutazione della durata a fatica risulta particolarmente complessa in quanto la saldatura si comporta come un intaglio strutturale, caratterizzato da una microstruttura eterogenea nella zona fusa e l'intensificazione delle tensioni favorisce l'innesco e la propagazione di cricche. Tale complessità può essere affrontata attraverso diversi approcci teorici, tra cui la Meccanica della Frattura Elastica Lineare (MFLE), la teoria dell'intaglio e il modello strutturale di Rupp. In questo lavoro, si è scelto di adottare proprio quest'ultimo, in quanto maggiormente coerente con la metodologia numerica sviluppata e direttamente applicabile alle configurazioni considerate. Il modello numerico è stato realizzato con elementi di tipo shell per i provini in entrambe le configurazioni e la saldatura è stata modellata con elemento 1D CWELD in Optistruct e Fastener con differenti Section Card (*Beam, Cartesian+Cardan, Bushing*) in Abaqus. A partire dalle tensioni calcolate, combinate con i dati sperimentali sulla vita a fatica, sono state ricavate le curve S–N per entrambe le configurazioni considerate. I risultati ottenuti, in termini di danno cumulativo e vita a fatica, hanno evidenziato una buona capacità predittiva del modello nel regime ad alto numero di cicli (HCF). Tuttavia, è stata evidenziata una limitazione dell'approccio lineare nel caso di carichi elevati, in cui la presenza di deformazioni plastiche altera significativamente la distribuzione delle sollecitazioni e compromette l'affidabilità della stima numerica.

Abstract (English version)

Resistance spot welding is one of the most widely used joining technologies in the automotive sector, employed for bonding thin sheets thanks to its high production capacity, repeatability, and adequate mechanical strength. The aim of this thesis is to develop a numerical methodology for the prediction of fatigue life under high-cycle fatigue (HCF) conditions of spot-welded joints, and to achieve a consistent correlation between the results provided by the finite element solvers Optistruct and Abaqus through appropriate modeling of the weld element. Based on an experimental campaign carried out on Lap-Shear and Coach-Peel specimens, through high-cycle fatigue testing, it was possible to determine the number of cycles to failure and analyze the failure modes. Fatigue life assessment is particularly complex, as the weld behaves like a structural notch, characterized by a heterogeneous microstructure in the fusion zone and by stress intensification that promotes crack initiation and propagation. Such complexity can be addressed through various theoretical approaches, including Linear Elastic Fracture Mechanics (LEFM), notch theory, and the structural Rupp model. In this work, the latter was selected, as it aligns more consistently with the developed numerical methodology and is directly applicable to the configurations considered. The numerical model was built using shell elements for the specimens in both configurations, while the weld was modeled using a 1D CWELD element in Optistruct and a Fastener with different Section Cards (Beam, Cartesian+Cardan, Bushing) in Abaqus. Based on the calculated stresses, combined with experimental fatigue life data, S–N curves were derived for both configurations. The results, in terms of cumulative damage and fatigue life, demonstrated good predictive capability of the model in the high-cycle fatigue regime. However, a limitation of the linear approach was identified under high load conditions, where the onset of plastic deformation significantly alters the stress distribution and undermines the reliability of the numerical estimate.

Indice

Ringraziamenti I
Abstract II
Abstract (English version) III
Indice IV
Indice delle figure VI
Indice delle tabelle VIII
Indice delle abbreviazioni IX
Introduzione 1
Schema dei capitoli 6
1 Stato dell'arte 7
1.1 Acciaio Dolce, Mild Steel 8
1.2 Acciaio Alto Resistenziale, Advanced High Strength Steels 9
1.2.1 Acciaio Bifase, Dual Phase (DP) 9
1.3 Saldatura a resistenza 12
1.3.1 Principi, Parametri e Fasi del Processo di Saldatura a Resistenza 12
1.3.2 Microstruttura del Punto di Saldato 15
2 Prove sperimentali su provini in configurazione Lap-Shear e Coach-Peel 18
2.2 Analisi delle modalità di Rottura 24
3 Approcci alla fatica nelle saldature a punti: MFLE, Notch Stress e Metodo di Rupp 27
3.1 Meccanica della frattura lineare elastica (MFLE) 28
3.2 Metodo della tensione d'intaglio (Notch stress method) 32
3.2.1 Fattori di concentrazione dello Stress: $Ktm, Ktz\ e\ Ktb$ 35
3.3 Stress Strutturale: il Metodo di Rupp 36
3.4 Diagramma di Wöhler, criterio tensione media FKM, danneggiamento (Miner) 38
3.5 Curve di probabilità: Distribuzione di Weibull 42
3.5.1 Calcolo curva di probabilità per CP (1,5 mm-Materiale A-12,5 % $\cdot\ Frif$) 44
4 Durata a fatica: correlazione numerico - analitica 46
4.1 Modellazione in Optistruc 47
4.3 Correlazione numerico-analitica 55

5 Correlazione risolutori: Optistruct - Abaqus 62
5.1 Modellazione e codice in Abaqus 63
5.2 Risultati e correlazione con Optistruct 66
6 Analisi delle tensioni equivalenti e delle curve $S-N$ 69
6.1 Danno a fatica e durata: applicazione delle curve $S-N$ 71
6.2 Effetti della plasticizzazione: limiti del modello elastico lineare 75
Conclusioni 82
Opere citate 85
Appendice A – Risultati delle Prove Sperimentali 89

Indice delle figure

Figura 1 Scocca portante di un veicolo: distribuzione dei materiali [41].....2
Figura 2 Diagramma fasi di equilibrio Fe-Fe_3C.....10
Figura 3 Diagramma CCT [35] 10
Figura 4 Laminazione a caldo dell'acciaio Dual Phase [36].....11
Figura 5 Ciclo Standard di saldatura [38].....13
Figura 6 Illustrazione del processo di RSW [37] 13
Figura 7 Simulazione temperatura durante RSW [19] 15
Figura 8 Macrografia della sezione di un punto di saldatura [11].....16
Figura 9 Distribuzione dei campioni sulla macrostruttura (da sinistra verso destra) e immagini di microstruttura AFM (a) metallo di base, (b) zona temperata, (c) zona di tempra, (d) zona fusa e solidificata [11] 16
Figura 10 Distribuzione della micro-durezza nella sezione trasversale di un punto di saldatura [11].....17
Figura 11 Dimensione dei campioni in configurazione (a) Lap Shear e (b) Coach Peel per il test meccanico 19
Figura 12 Curve Carico Spostamento di provini di 1,5 mm, 1,6mm in configurazione Lap Shear (le curve sono spostate per chiarezza)....21
Figura 13 Curve Carico Spostamento di provini di 1,5 mm, 1,6mm in configurazione Coach Peel (le curve sono spostate per chiarezza) ..22
Figura 14 Curva di fatica per provini Lap Shear di spessore 1,5 mm 23
Figura 15 Rottura 1,6 mm Materiale B, LS e CP in prova quasi statica e a fatica 26
Figura 16 Geometria di un giunto Lap Shear [26] 29
Figura 17 Geometria dell'interfaccia e sistema di riferimento cilindrico 31
Figura 18 Forze e Momenti in Lap Shear (a) e Coach Peel (b).....33
Figura 19 Curva S(tress)-N 38
Figura 20 Diagramma di Haigh secondo il criterio FKM 40
Figura 21 Il danneggiamento: Miner.....41
Figura 22 Curva S-N: densità di probabilità.....42
Figura 23 Linearizzazione Probabilità di Weibull.....44
Figura 24 Densità di probabilità di Weibull 45
Figura 25 Modello configurazione LS e CP in Hypermesh 2022 48
Figura 26 Sistema coordinate locali del Cweld in CP.....49
Figura 27 Convenzione su forze e momenti in output dal CWELD 50
Figura 28 Posizionamento punti per il calcolo delle tensioni in uno Spotweld (Altair) 51
Figura 29 Sistema coordinate per il metodo di RUPP.....52
Figura 30 Versi di forze e momenti in (a) LS e (b) CP.....59
Figura 31 Convenzione Rupp del sistema coordinate agli estremi GA e GB 60
Figura 32 Curve S-N, configurazione Lap Shear per Materiale A e C.....77

Figura 33 Curve S-N, configurazione Coach Peel per Materiale A e C 77
Figura 34 Confronto numerico vs sperimentale delle curve Carico-Spostamento per Materiale C ed A (traslato) 78
Figura 35 Coffin-Manson-Basquin per 1,5mm Materiale A in LS.....80
Figura 36 Risultati prove di fatica configurazione Coach Peel.....89
Figura 37 Risultati complessivi prove di fatica per Lap Shear e Coach Peel.....89

Indice delle tabelle

Tabella 1 Numero di saldature a punti per vari modelli di veicoli [2] 4
Tabella 2 Nr. di componenti per materiale in veicoli leggeri nel Nord America [4] 7
Tabella 3 Composizione chimica Acciaio Dolce 8
Tabella 4 Composizione chimica dell'acciaio DP600 [11] 10
Tabella 5 Materiali e Spessori della campagna Sperimentale 18
Tabella 6 Dimensione target del Diametro della saldatura 20
Tabella 7 Schede di saldatura per la preparazione dei campioni 20
Tabella 8 Carico, Spostamento al picco ed energia assorbita alla rottura 24
Tabella 9 Riassunto modalità di frattura provini di spessore 1,5 mm 25
Tabella 10 Durata in cicli per CP (1,5 mm-Materiale A-12,5[% · $Frif$) 44
Tabella 11 Median Rank e coordinate XY 44
Tabella 12 Parametri di forma e scala di Weibull 45
Tabella 13 Failure Rate del 50% per l'esempio rappresentato 45
Tabella 14 Definizione Cweld 48
Tabella 15 Codice di definizione Cweld in CP 49
Tabella 16 Definizione PWELD 50
Tabella 17 Output card ELFORCE CWELD 51
Tabella 18 Fatigue Setup 54
Tabella 19 Forze e Momenti % - Lap Shear 1,5 mm - Analitico 56
Tabella 20 Condizione di carico in CWELD con 28,1 % · $Frif$ (LS no contatto, 1,5mm) 57
Tabella 21 Condizione di carico in CWELD con 28,1% · $Frif$ (LS, 1,5mm) 58
Tabella 22 Forze e momenti in GB (LS, no contatto, 28,1 % · $Frif$, 1,5mm) 60
Tabella 23 Tensioni da forze e momenti (LS, no contatto, 28,1 % · $Frif$, 1,5mm) 61
Tabella 24 Calcolo tensione in funzione dell'angolo 61
Tabella 25 Tensione alterna corretta per la configurazione LS-28,1 % · $Frif$ 61
Tabella 26 D66 in Lap Shear 67
Tabella 27 D66 in Coach Peel 67
Tabella 28 Tensioni e cicli rottura 50% in Materiale A - LS 69
Tabella 29 Tensioni e cicli rottura 50% in Materiale A - CP 69
Tabella 30 Tensioni e cicli rottura 50% in Materiale C - LS 70
Tabella 31 Tensioni e cicli rottura 50% in Materiale C - CP 70
Tabella 32 Eq. Basquin in LS e CP per Materiale C 72
Tabella 33 Eq. Basquin in LS e CP per Materiale A 73
Tabella 34 Danno Materiale C 74
Tabella 35 Proprietà meccaniche Materiale C [33] 75
Tabella 36 Proprietà meccaniche Materiale A [34] 75

Indice delle abbreviazioni

AFM:	Atomic Force Microscopy, Microscopio a Forza Atomica
AHSS:	Advanced High Strength Steels, Acciaio avanzato ad alta resistenza,
BM:	Base Material, Materiale Base
CP:	Coach Peel
DP:	Dual Phase Steel, Acciaio Dual-Phase
EYE:	Eyebrow Failure, Rottura a sopracciglio
FZ:	Fusion Zone, Zona Fusa
HAZ:	Heat Affected Zone, Zona termicamente alterata
HSS:	High Strength Steel, Acciaio ad alta resistenza
IF:	Interfacial failure, Cedimento Interfacciale
LP:	Lap Shear
PBP:	Partial Buttom Pull-Out
PF:	Pull-Out Failure, Cedimento per Strappo
PIF:	Partial Interfacial Failure, Rottura interfacciale parziale
RSW:	Resistance Spot Welding, Saldatura a punti a resistenza,
SCF:	Stress Concentration Factor, Fattore di concentrazione delle tensioni
SIF:	Stress Intensity Factors, Fattori di intensità della tensione

Introduzione

Nell'attuale panorama industriale, le aziende si trovano ad affrontare sfide sempre più complesse e dinamiche. La crescente domanda di prodotti ad alte prestazioni, sostenibili e personalizzabili, ha spinto verso l'adozione di tecnologie avanzate che rispecchiano sempre di più i principi dell'industria 4.0: Smart Production, Smart Services e Smart Energy. Le nuove fabbriche intelligenti devono essere in possesso di tecnologie produttive capaci di collaborare tra loro e con gli operatori, tramite delle infrastrutture informatiche, ottimizzando i risultati, le prestazioni ed eliminando gli sprechi energetici. Questa rivoluzione, attualmente in corso, riguarda ogni settore produttivo, da quello automobilistico a quello aerospaziale, passando per il ferroviario e quello dei dispositivi elettrodomestici di consumo.

In questo scenario di profonda trasformazione industriale, il settore automobilistico riveste un ruolo di prima linea, ponendosi all'avanguardia nell'adozione di tecnologie innovative e nella sperimentazione di nuovi approcci produttivi. In particolare, le pressioni normative sempre più stringenti in materia di riduzione delle emissioni e i nuovi standard produttivi sempre più competitivi, in leggerezza, performance e sicurezza, hanno imposto un profondo ripensamento dei tradizionali criteri progettuali.

Uno degli aspetti più significativi di questa evoluzione riguarda la crescente introduzione di materiali avanzati, come acciai alto resistenziali, leghe leggere di alluminio e magnesio, materiali compositi e strutture multimateriale. L'obiettivo è ridurre il peso complessivo del veicolo migliorando al contempo le sue performance dinamiche, la sicurezza e l'impatto ambientale. In quasi un secolo e mezzo di storia dell'automobile, si sono susseguiti numerosi sviluppi tecnologici, che hanno visto evolversi in parallelo diverse soluzioni ingegneristiche. La nascita dei veicoli a motore è stata principalmente legata al perfezionamento dei motori a combustione, ma con il tempo è emersa la necessità di affrontare nuovi problemi, come lo sviluppo di sistemi di sterzo, frenatura e sospensione. Inizialmente, la costruzione dei telai e delle strutture di supporto non era considerata una priorità critica, poiché le prestazioni dei motori erano relativamente basse e non imponevano restrizioni particolari su peso e rigidità. Mentre i progettisti dei propulsori e dei sistemi meccanici avevano margine per sperimentare, i costruttori di telai si ispiravano principalmente alle esperienze precedenti nel campo delle carrozze a cavallo, applicando soluzioni note.

In generale, il telaio ha la funzione di collegare tra loro i vari componenti dell'automobile, supportando al contempo la carrozzeria ed i vari carichi. Durante il funzionamento, il telaio è sottoposto a una serie di sollecitazioni meccaniche complesse e prevedibili in fase di progettazione, che comprendono carichi dinamici, vibrazioni e urti ripetuti. Tali sollecitazioni possono causare indurimento per incrudimento dei materiali, riducendo la loro resilienza e, di conseguenza, la durata del telaio. Per garantire un funzionamento

ottimale, il telaio deve soddisfare requisiti fondamentali: impiegare materiali ad alta resistenza statica e a fatica, adottare una geometria che ottimizzi la resistenza strutturale e risultare relativamente leggero, così da garantire un buon rapporto peso-potenza

La *scocca portante* in lamiera di acciaio stampata è da decenni la soluzione preferita dalla maggior parte dei produttori per la realizzazione di telai nelle automobili di serie. Questo tipo di struttura è diventato talmente diffuso da essere adottato dal 95% dei veicoli in produzione oggi. Il successo di questa soluzione è dovuto alla sua economicità e alla capacità di adattarsi facilmente ai processi di produzione automatizzati, soprattutto quando i volumi produttivi sono elevati. La struttura portante è composta da elementi in acciaio ottenuti tramite stampaggio a freddo, uniti successivamente tramite saldatura elettrica a resistenza. Questa combinazione di materiali e tecniche di produzione consente di ottenere veicoli performanti, mantenendo allo stesso tempo i costi contenuti [1]. È di facile comprensione, vista la molteplicità di parti e materiali impiegati, come è possibile visualizzare nella figura 1, che la progettazione del processo di giunzione richiede una particolare attenzione.

Figura 1 Scocca portante di un veicolo: distribuzione dei materiali [41]

I materiali adottati e il rispettivo posizionamento nella struttura del veicolo dipendono dal modello e dalla casa produttrice, in base alla tipologia di prodotto da realizzare e agli obiettivi prefissati in fase di progettazione. Nel caso in esempio, le quattro tipologie di acciaio impiegati, Mild Steel, Press Hardened Steel (PHS), Advanced High Strength Steel (AHSS) e High Strength Steel (HSS), sono posizionati in modo tale da ottimizzare le prestazioni strutturali della scocca sulla base delle loro caratteristiche e qualità principali.

Dal veicolo destinato ad un uso familiare all'auto da corsa performante, le *giunzioni meccaniche*, nel compiere il loro ruolo di unione tra parti, influiscono globalmente sulla rigidezza, sulla capacità di assorbire energia in caso di urto e sulla durata a fatica. Le tecnologie di accoppiamento devono essere valutate con accuratezza,

compatibili con i materiali costruttivi adottati e capaci di garantire affidabilità, resistenza meccanica, rapidità di esecuzione e ripetibilità del processo di produzione. Le tradizionali tecnologie di giunzione che possono essere adottate includono la *saldatura*, che può essere a laser, a stagno, ad arco o a resistenza elettrica, e il *fissaggio meccanico* tramite viti, bulloni e rivettatura. Spesso la soluzione migliore che smarca le limitazioni intrinseche delle due tipologie consentendo di aumentare le prestazioni, sono date da giunzioni di tipo *ibrido* che combinano elementi di fissaggio meccanici di diversa natura spesso grazie all'uso di incollaggi, come accade nel caso di giunti incollati saldati a punti, bulloni saldati e giunti incollati saldati a laser.

In questo elaborato si approfondirà il processo di saldatura a resistenza (RSW), grazie al quale si ottiene l'unione di lamiere tramite lo sviluppo di calore. In particolare, la pressione esercitata dagli elettrodi di rame in combinazione al passaggio di corrente elettrica genera un aumento importante della temperatura che porta alla fusione del materiale metallico resistente nella zona di contatto. Questo processo, che porta alla formazione di un punto di saldatura, in alcuni casi può essere adottato per unire oltre l'80% delle parti presenti in un autoveicolo. Requisito fondamentale per i metalli è quello della saldabilità, che spesso varia da tipologia a tipologia. Il processo di saldatura può risultare difficile tra materiali diversi, ma non impossibile, se si esegue un'attenta progettazione. Si è visto inoltre che, l'uso di acciai ad alto snervamento limita la producibilità, in quanto, per la loro natura si ha un consumo elevato degli elettrodi. Come vedremo più nel dettaglio nel prossimo capitolo, il processo di RSW richiede un'attenta scelta dei parametri di produzione, come la corrente di saldatura, la pressione di saldatura e il tempo di saldatura. Una scelta non corretta anche solo di un parametro, potrebbe portare alla formazione di un punto di saldatura non conforme con gli standard qualitativi necessari e compromettere le prestazioni di resistenza e durata.

Sebbene ci siano molti parametri da stabilire correttamente, il processo di saldatura a resistenza offre molti vantaggi in termini di realizzazione. Prendendo come esempio il settore automobilistico, il numero di punti di saldatura può oscillare da 2000 fino a 5000 per veicolo, raggiungendo anche 8000 punti per veicoli pesanti. Si evince chiaramente che il processo produttivo deve essere altamente automatizzato e rispettare tutti i requisiti della produzione in serie. La facilità di automazione, oltre alle elevate prestazioni ottenute, è la principale chiave del successo e della diffuzione di RSW. Nella tabella 1 che segue, sono riportati alcuni modelli di automobili presenti oggi nel mercato con i relativo numero di punti di saldatura che ne consentono la realizzazione [2]. Chiaramente il numero varia in funzione di molti parametri da tenere in considerazione. L'ottimizzazione del diametro, del posizionamento e conseguentemente del numero di saldature da apportare in fase di realizzazione è un aspetto molto delicato che incide sui tempi di realizzazione e sulle prestazioni finali del prodotto. Un numero eccessivo di saldature non giustificato comporta un aumento significativo dei costi di produzione e dei tempi ciclo, oltre a un impatto potenzialmente negativo sull'efficienza del processo. Contrariamente, un numero insufficiente potrebbe compromettere la resistenza e la rigidezza statica e dinamica della struttura, non solo, anche la performance in termini di durata a fatica.

Tabella 1 Numero di saldature a punti per vari modelli di veicoli [2]

Modello	Numero di punti di saldatura	Reference
Audi A4 Avant	5061	[Rebele et al., 2008]
Audi A6	5102	[Wilde et al., 2004]
Audi Q5	5580	[Rebele et al., 2008]
Citroën C4	4360	[Perrot et al., 2004]
Citroën C5 Berline	4051	[Le Floch & Barbier, 2008]
Citroën C5 Tourer	4282	[Le Floch & Barbier, 2008]
Ford Fiesta 3-Door	3184	[Liesenfelder et al., 2008]
Ford Fiesta 5-Door	3305	[Liesenfelder et al., 2008]
Honda Jazz	2060	[Ito et al., 2008]
Jaguar XJ Saloon	3185	[White, 2006]
Jaguar XK Convertible	2620	[White, 2006]
Jaguar XK Coupe	2620	[White, 2006]
Mercedes SLK	4840	[Trost et al., 2004]
Mini Cabrio	4178	[Brunies et al., 2004]
Mini Hatch	4475	[Brunies et al., 2004]
Nissan Murano	4307	[Saito & Nakamura, 2004]
Nissan Teana	5821	[Michiura et al., 2004]
Opel Insignia	6331	[Heim et al., 2008]
Opel Vectra	4613	[Heim et al., 2004]
Peugeot 307	4434	[Perrot et al., 2004]
Peugeot 307 Space Wagon	4764	[Perrot et al., 2004]
Peugeot 407 Sedan	4335	[Bonte & Deren, 2004]
Peugeot 407 Station Wagon	4607	[Bonte & Deren, 2004]
Renault Clio	2916	[Delhommeau & Hoareau, 2004]
Renault Laguna Coupe	4379	[Plaideau et al., 2008]
Renault Laguna Hatchback	3998	[Plaideau et al., 2008]
Renault Modus	3746	[Delhommeau & Hoareau, 2004]
Renault Twingo	2213	[Delhommeau & Hoareau, 2004]
Skoda Octavia 24	4333	[Sekyr, 2004]
Skoda Octavia 34	4771	[Sekyr, 2004]
Skoda Octavia 35	5011	[Sekyr, 2004]
Skoda Superb 451	5051	[Simon & Senkyr, 2008]
Skoda Superb 461	5157	[Simon & Senkyr, 2008]
Volvo V50	3779	[Jonsell et al., 2004]

Proprio quest'ultimo aspetto, lo *studio del comportamento a fatica della saldatura*, costituisce la tematica analizzata più nel dettaglio nel presente elaborato. Per la sua complessità e importanza, richiede una particolare attenzione. Ogni parte del veicolo è infatti soggetta a carichi e vibrazioni che possono derivare da differenti sorgenti. Ogni saldatura risente di un carico ciclico che agisce nel tempo e che può portare alla formazione di cricche di rottura nei punti più sollecitati. La presenza e il successivo sviluppo nel tempo di questo tipo di deterioramento, comporta una riduzione della capacità di resistenza della saldatura e quindi la perdita di prestazione stessa. La struttura può essere soggetta a rottura anche in presenza di carichi estremamente bassi. In questi casi, alcuni parametri su cui è possibile agire sono la scelta dello spessore delle lamiere, il diametro della saldatura e i materiali. Non solo, tutta la progettazione si basa su un numero elevato di informazioni reperibili dalla letteratura o ottenibili tramite prove sperimentali. Quest'ultime, richiedono un costo e un tempo elevato. La rottura a fatica è infatti un fenomeno dinamico che si verifica nel tempo in maniera dipendente dalle condizioni a cui è soggetta, perciò, l'esecuzione di prove sperimentali volte all'ottenimento di dati può essere una fase tutt'altro che veloce.

Per affrontare queste sfide in modo economicamente sostenibile e temporalmente rapido, l'industria ha progressivamente adottato un nuovo modus operandi, alla base dell'Industria 4.0: la *Simulazione Numerica*. In questo modo è possibile riprodurre digitalmente, attraverso l'impiego di software di calcolo avanzati, il comportamento meccanico dei componenti, analizzando in modo predittivo fenomeni e risultati. In questo modo è possibile tenere conto delle proprietà del materiale, della geometria del giunto, delle condizioni di carico e di vincolo presenti ed evitare di ricorrere a lunghi e costosi cicli di test fisici. Questo approccio permette di orientare, fin dalle prime fasi del progetto, verso scelte più performanti e consapevoli.

In questo contesto, il presente elaborato sviluppa e propone una metodologia numerica per la stima della durata a fatica di giunzioni saldate a punto, realizzate tramite saldatura a resistenza (RSW), basata sull'integrazione tra dati sperimentali e simulazioni agli elementi finiti. L'obiettivo principale è quello di prevedere, con accuratezza e rapidità, la vita a fatica ad alto numero di cicli (High-Cycle Fatigue) dei giunti, calcolando le tensioni equivalenti localizzate nell'intaglio saldato, ovvero nella zona maggiormente soggetta a nucleazione di cricche.

L'analisi è stata condotta nel campo elastico lineare, adottando il risolutore FEM Optistruct, in cui la saldatura è stata modellata tramite l'elemento CWELD, capace di trasmettere e restituire in Output forze e momenti (come riportato nella documentazione ufficiale *Altair*), indispensabili per il calcolo delle tensioni equivalenti tramite il metodo strutturale di Rupp. Tale modellazione è stata oggetto di un confronto con i risultati ottenuti tramite calcolo analitico, al fine di valutarne la coerenza nel trasferimento di forze e momenti, nonché l'attendibilità delle tensioni equivalenti impiegate per la previsione della durata a fatica. A completamento dell'analisi, è stata condotta una modellazione parallela nel software Abaqus, dove la giunzione è stata implementata tramite Fastener con diverse configurazioni di Connector Section (Beam, Cartesian + Cardan, Bushing),

con l'obiettivo di ottenere una correlazione coerente dei risultati – in termini di forze, momenti e tensioni equivalenti – rispetto a quanto ottenuto con il solutore Optistruct. La metodologia sviluppata non si limita alla modellazione, ma fornisce anche un criterio ingegneristico per la selezione delle curve $S – N$ più rappresentative in funzione della zona critica (nugget o sheet) e della configurazione di carico. Inoltre, si analizzano i limiti dell'approccio elastico lineare in presenza di plasticizzazione locale e si propone, in questi casi, l'estensione mediante l'impiego della legge di Coffin–Manson–Basquin. Il tutto con l'obiettivo di fornire uno strumento predittivo robusto, validabile e trasferibile in ambiente industriale, con particolare riferimento all'applicazione presso Stellantis S.p.A.

Schema dei capitoli

Nel capitolo 1, "*Stato dell'arte"*, viene fornito un inquadramento teorico sui materiali impiegati nel settore automobilistico, con un focus particolare su acciai dolci e ad alta resistenza (AHSS). È poi approfondito il processo di saldatura a resistenza per punti, trattandone i principi, le fasi operative, le caratteristiche microstrutturali e i parametri critici da ottimizzare.

Nel capitolo 2, "*Prove sperimentali su provini in configurazione Lap-Shear e Coach-Peel"*, sono descritte le prove statiche e a fatica condotte su provini saldati, evidenziando le modalità di rottura osservate, le curve carico-spostamento e i risultati sperimentali ottenuti, che costituiscono la base per la validazione numerica.

Nel capitolo 3, "*Approcci teorici alla fatica nelle saldature a punti"*, si presentano i principali metodi di previsione della durata a fatica nei giunti saldati: la Meccanica della Frattura Lineare Elastica (MFLE), il metodo della tensione d'intaglio e il metodo strutturale di Rupp, con un richiamo alle curve S–N, al criterio FKM e alla distribuzione probabilistica di Weibull.

Nel capitolo 4, "*Durata a fatica: correlazione numerico – analitica*", si descrive la modellazione dei provini tramite elemento CWELD in Optistruct, la lettura delle forze/momenti, il calcolo della tensione equivalente secondo il metodo di Rupp.

Nel capitolo 5, "*Confronto tra risolutori: Optistruct vs Abaqus"*, viene proposta una metodologia di modellazione equivalente in Abaqus tramite Fastener con diverse tipologie di Connector Section e come impostare la connessione al fine di replicare i risultati ottenuti nel Capitolo 4.

Nel capitolo 6, "*Analisi delle tensioni equivalenti e delle curve $S – N$*", si analizzano le tensioni equivalenti nei punti critici (sheet, nugget) e si costruiscono le curve $S – N$ per ogni configurazione e materiale. Si discute inoltre il limite del modello elastico lineare in condizioni di plasticizzazione e si propone un'estensione basata sul modello di Coffin–Manson–Basquin.

1 Stato dell’arte

Nelle moderne applicazioni industriali, dove i requisiti progettuali sono sempre più ambiziosi e le normative impongono vincoli sempre più stringenti, il ruolo del progettista diventa estremamente complesso. Tuttavia, egli può contare su un ampio ventaglio di soluzioni tecniche, sia in termini di materiali sia di processi produttivi. Questo equilibrio tra sfide e opportunità si manifesta in modo ancora più evidente nel settore automotive di serie, dove l'esigenza di coniugare elevate prestazioni e la riduzione dei costi, guida ogni fase dello sviluppo dei veicoli.

In questo contesto, la scelta dei materiali riveste un'importanza strategica, in quanto incide in modo determinante sia sulle prestazioni del componente sia sulla sua producibilità. Le compagnie automobilistiche cercano di trovare il miglior compromesso nel design analizzando i costi, la leggerezza, la resistenza agli urti e la percentuale di riciclo. Il tutto mantenendo il più alto possibile livello di rigidezza, resistenza, durata a fatica e formabilità [3]. In particolare, nei processi di giunzione come la Resistance Spot Welding (RSW), ampiamente utilizzata nel settore automotive, le caratteristiche dei materiali coinvolti influenzano direttamente l'affidabilità e l'efficacia delle unioni. Per questo motivo, è fondamentale analizzare le principali categorie di materiali impiegati, con particolare attenzione agli *acciai dolci (Mild Steel)* e agli *acciai Dual Phase (DP)*, che rappresentano soluzioni ampiamente diffuse nella produzione industriale.

Il processo di Resistance Spot Welding (RSW) si basa sulla generazione di calore per effetto Joule all'interfaccia tra i materiali da unire. Pertanto, le proprietà fisiche e meccaniche dei materiali, come la resistività elettrica, la conducibilità termica, il limite di snervamento e il comportamento alla deformazione plastica, influenzano in modo diretto l'efficacia e la qualità del giunto saldato. Inoltre, la microstruttura iniziale del materiale e la sua evoluzione durante il ciclo termico di saldatura incidono significativamente sulle caratteristiche finali del punto di saldatura, determinando aspetti cruciali come la resistenza meccanica, la tenacità e la suscettibilità a fenomeni di criccatura.

Tabella 2 Nr. di componenti per materiale in veicoli leggeri nel Nord America [4]

Materiale	1975	2005	2007	2015
Mild Steel	2180	1751	1748	1314
HSS	140	324	334	315
AHSS	-	111	149	403
Altri materiali	65	76	76	77

Di conseguenza, la selezione del materiale non solo orienta le prestazioni del componente finito, ma impone anche scelte specifiche sui parametri di processo, rendendo imprescindibile un'analisi accurata delle proprietà metallurgiche.

La tabella 2 riporta l'andamento nel corso degli anni del numero di componenti realizzati in differenti materiali presenti in un veicolo leggero [4]. Veicoli più performanti e maggior sviluppo tecnologico diminuiscono la presenza di Acciaio dolce a discapito di materiali più prestazionali come gli AHSS. La principale differenza tra gli HSS convenzionali e gli AHSS è la loro microstruttura. Gli HSS convenzionali sono acciai ferritici monofase con un potenziale di perlite negli acciai C-Mn. Gli AHSS sono principalmente acciai con una microstruttura contenente una fase diversa da ferrite, perlite o cementite - ad esempio martensite, bainite e/o austenite conservata in quantità sufficiente a produrre proprietà meccaniche uniche [3].

1.1 Acciaio Dolce, Mild Steel

Il Mild Steel, o Acciaio Dolce, è una lega ferro-carbonio caratterizzata da un contenuto di carbonio generalmente compreso tra lo 0.05% e lo 0.25% in peso. Inoltre, come riportato in *tabella 3,* la sua composizione comprende anche elementi come manganese e silicio, rispettivamente in quantità pari a 0.6-1% e 0.5-0.25% [5].

Tabella 3 Composizione chimica Acciaio Dolce

C %	Si %	Mn %	P %	Fe %
0.05 - 0.25	0.25 - 0.5	0.6 - 1	0.16	98.94 - 98.09

Questa composizione conferisce al materiale un'elevata duttilità e malleabilità, rendendolo facilmente lavorabile e adatto a numerose applicazioni industriali, considerando un allungamento a rottura tra il 20% e il 30%. Lo snervamento varia generalmente tra 200 e 300 MPa e la resistenza a trazione tra 400 e 550 MPa consente l'applicazione strutturale con moderati carichi. La durezza relativamente bassa facilita le operazioni di taglio, mentre l'ottima lavorabilità a freddo e la saldabilità conferiscono molta versatilità lungo le linee di assemblaggio.

La microstruttura dell'acciaio dolce è un aspetto di primo ordine per comprenderne le proprietà meccaniche e il comportamento durante i processi come la saldatura a resistenza. In particolare, si ha una prevalenza di *matrice ferritica* (α-Fe) e *perlitica*. La ferrite, fase a struttura cristallina cubica a corpo centrato (CCC), si presenta come una fase duttile con limitata solubilità al carbonio ed osservabile al microscopio ottico come grani chiari. La perlite, invece, è una struttura lamellare composta da ferrite e cementite formatasi per trasformazione diffusiva durante il raffreddamento lento da temperature austenitiche. Questa composizione conferisce all'acciaio dolce un bilanciato

compromesso tra le proprietà meccaniche e, durante il processo di saldatura, influisce sulla formazione della zona termicamente alterata (HAZ) e sulla qualità del giunto saldato [6].

1.2 Acciaio Alto Resistenziale, Advanced High Strength Steels

Gli acciai alto resistenziali (AHSS) sono materiali avanzati, progettati con composizioni chimiche ottimizzate e caratterizzati da microstrutture multifase ottenute tramite precisi cicli di riscaldamento e raffreddamento. Diversi meccanismi di rinforzo vengono sfruttati per bilanciare proprietà come resistenza, duttilità, tenacità e comportamento a fatica [7].

La famiglia degli acciai alto resistenziali (AHSS) comprende:

- Acciai a fase complessa (Complex Phase, CP)
- Acciai bifasici (Dual Phase, DP)
- Acciai ferritico-bainitici (Ferritic-Bainitic, FB)
- Acciai martensitici (Martensitic, MS o MART)
- Acciai con plasticità indotta da trasformazione (Transformation-Induced Plasticity, TRIP)
- Acciai formati a caldo (Hot-Formed, HF)
- Acciai con plasticità indotta da geminazione (Twinning-Induced Plasticity, TWIP)

1.2.1 Acciaio Bifase, Dual Phase (DP)

I materiali a struttura bifasica sono una classe di materiali costituiti da due fasi con strutture o composizioni cristalline diverse [8]. Ciò consente un comportamento a snervamento continuo, elevata resistenza, alto tasso di incrudimento da deformazione e buona formabilità. Queste caratteristiche sono ampiamente ricercate per i componenti dell'industria automobilistica. A seconda della frazione di ferrite, martensite e bainite, gli acciai DP hanno una resistenza a trazione che oscilla in un intervallo tra 500 e 1200 MPa e una capacità di allungamento dal 12% al 34% [9]. Confrontando due acciai Dual Phase differenti, DP780 e DP600, si denota come una frazione volumetrica di martensite maggiore nel primo determina un aumento di resistenza e durezza (rispettivamente 250 HV e 170 HV). I processi di lavorazione utilizzati e la composizione chimica determinano una differenza nella frazione di volume e nella dispersione di martensite nei metalli DP [10].

Tabella 4 Composizione chimica dell'acciaio DP600 [11]

C %	Si %	Mn %	Cr %	Al %	S %	P %
0.08	0.5	1.4	0.42	0.42	0.008	0.085

Di seguito si riportano alcune dichiarazioni tratte da [11] in *Finite element modelling of hybrid (spot welded/bonded) joints under service conditions* fatte per l'acciaio DP600. La tabella 4 mostra la composizione percentuale degli elementi presenti nel DP600. Il livello di Carbonio, inferiore allo 0.1%, consente di ottenere una proporzione adeguata di martensite nell'intorno del 20% senza compromettere la saldabilità del materiale. Il primo elemento in percentuale, il Manganese, dosato tra 1% e 1.5%, svolge il ruolo fondamentale nella stabilizzazione dell'austenite durante il raffreddamento rapido, migliorando così la temprabilità del materiale. Segue il Silicio, che incrementa la durezza per soluzione solida e promuove la formazione di ferrite.

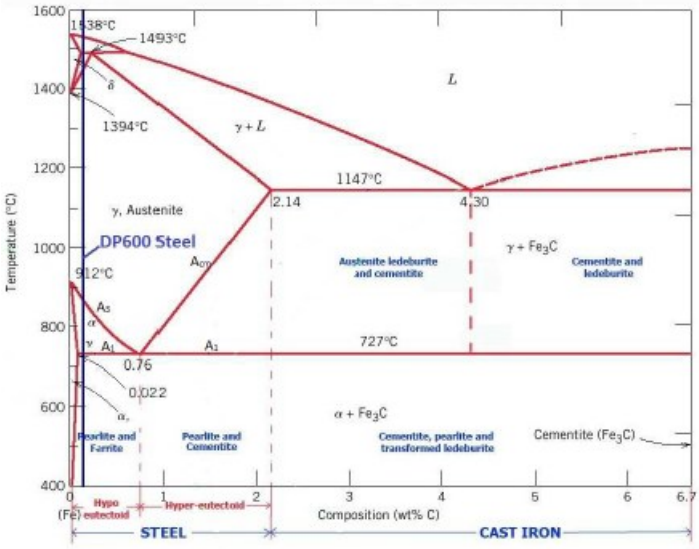


Figura 2 Diagramma fasi di equilibrio Fe-Fe₃C

La figura 2 riporta il diagramma di equilibrio delle fasi Fe-Fe_3C dove è possibile visualizzare le tre fasi del DP600 a differenti temperature. In particolare, al di sotto di *A1*

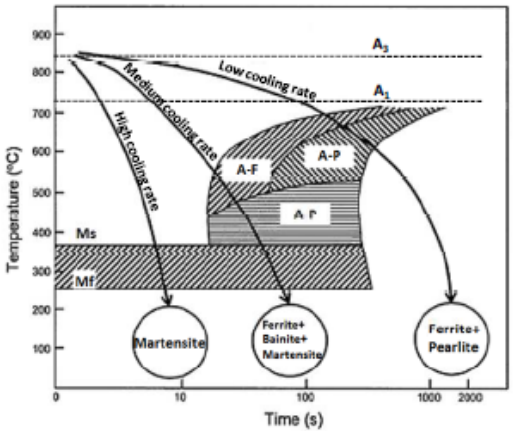


Figura 3 Diagramma CCT [35]

la fase stabile è α-ferrite e Fe_3C, tra la linea *A1* e *A3* è un mix di fase γ e fase α mentre al di sopra di *A3* è a singola fase γ-ferrite. Le fasi di trasformazione in condizioni di non equilibrio non seguono quanto precedentemente espresso bensì la microstruttura può essere stimata dal diagramma di trasformazione a raffreddamento continuo in figura 3. Un raffreddamento a velocità basse produce una struttura di equilibrio costituita da perlite e ferrite. A velocità intermedie si aggiungono alla fase di ferrite anche quella martensitica e la bainite fino ad alte velocità dove dall'austenite di passa alla martensite.

L'acciaio Dual Phase utilizzato nel settore automotive può derivare da un processo di laminazione a freddo o a caldo. In quest'ultimo, il prodotto finale subisce una deformazione a una temperatura superiore di Ar_3, come in figura 4. Il raffreddamento lento comporta formazione di ferrite e l'arricchimento di carbonio nell'austenite rimanente, con conseguente aumento di temprabilità. Un'ulteriore raffreddamento rapido, porta la sostituzione dell'austenite rimasta in martensite.

L'acciaio DP600 può essere prodotto mediante laminazione a caldo o a freddo. Nel processo di laminazione a caldo, la deformazione finale viene eseguita a una temperatura superiore ad Ar_3, come mostrato nella Figura 2-3. Dopo la deformazione, viene eseguito un raffreddamento lento per ottenere la ferrite desiderabile attraverso la decomposizione dell'austenite, seguita dall'arricchimento di carbonio nell'austenite rimanente, che migliora la temprabilità. L'austenite rimanente si trasforma in martensite dura mediante raffreddamento rapido prima della laminazione finale del nastro.

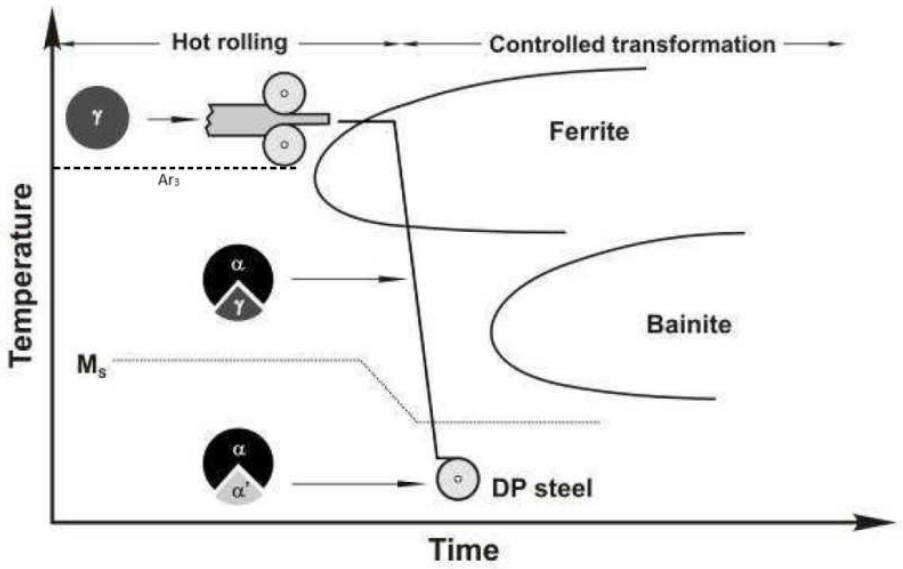


Figura 4 Laminazione a caldo dell'acciaio Dual Phase [36]

1.3 Saldatura a resistenza

Nel presente elaborato verrà approfondito il comportamento a fatica dei punti di saldatura, con particolare attenzione alla loro modellazione numerica. Sebbene non si entri nel merito delle strategie di progettazione delle giunzioni, risulta comunque necessario descrivere il processo di formazione delle saldature a resistenza. Tale premessa consente di fornire un adeguato inquadramento teorico, al fine di comprendere pienamente i concetti fondamentali e supportare l'analisi sperimentale che verrà trattata nel capitolo successivo. Le informazioni tecniche riportate in questo sottocapitolo sono state ricavate da una selezione di fonti bibliografiche specialistiche, tra cui [2], [11], [12] e [13].

La saldatura a resistenza (RSW, *Resistance Spot Welding*) è una tecnologia di giunzione convenzionale, basata sulla complessa interazione tra fenomeni elettrici, termici, metallurgici e meccanici. Questa sinergia consente di sviluppare elevati vantaggi in termini di tenacità, efficienza di saldatura e facilità di automazione.

Ottenere punti di saldatura che soddisfino i requisiti imposti in fase di progettazione, è frutto della scelta, dell'ottimizzazione e del mantenimento dei parametri di processo in tutta la fase di sviluppo. Come si vedrà nel prosieguo, la natura intrinsecamente complessa del processo di saldatura a resistenza e la variabilità di parametri di lavorazione, comportano una certa mutevolezza nella qualità delle giunzioni, rendendo difficile garantire una coerenza qualitativa tra un punto saldato e l'altro. Per tale motivo, la simulazione e la previsione accurata della resistenza delle saldature ricoprono un ruolo importantissimo nel contesto industriale. Inoltre, l'integrazione con robot automatici nel processo produttivo consente di automatizzare, controllare e includere la lavorazione nelle linee di assemblaggio ad alta produzione, rendendo elevato il volume di lavoro, la velocità di esecuzione e la qualità complessiva delle giunzioni [12].

1.3.1 Principi, Parametri e Fasi del Processo di Saldatura a Resistenza

Il punto di saldatura viene generato mediante l'azione combinata di due elettrodi, i quali applicano una forza controllata su due o più lamiere sovrapposte, come schematizzato in Figura 6. Contestualmente, il passaggio di corrente elettrica attraverso l'interfaccia tra i materiali genera calore sufficiente a fondere localmente il metallo e formare il giunto. Il principio fisico alla base del processo è descritto dalla *prima legge di Joule*, secondo la quale il calore sviluppato Q è proporzionale al quadrato della corrente I applicata al conduttore, alla resistenza elettrica del materiale R e al tempo di applicazione t, come riporta l'equazione 1:

$$Q = I^2 R\, t \qquad (1)$$

Tale calore viene generato prevalentemente all'interfaccia tra le lamiere, dove la resistenza elettrica[1] è maggiore, favorendo la formazione di un nucleo fuso (*weld nugget*). Terminato il passaggio di corrente, il raffreddamento prosegue favorito dallo scambio di calore con gli elettrodi raffreddati internamente ad acqua e dalla conducibilità termica con il materiale circostante che si trova a temperature inferiori, fino alla completa solidificazione sotto pressione del punto di saldatura [2].

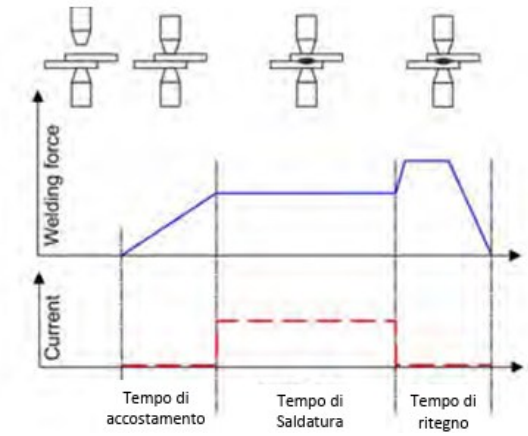


Figura 5 Ciclo Standard di saldatura [38].

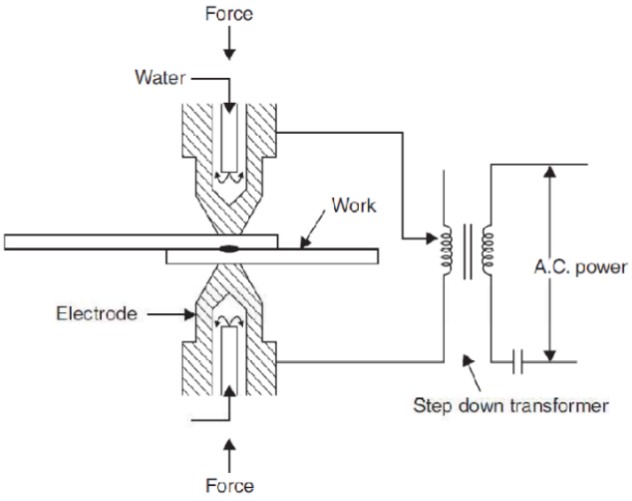


Figura 6 Illustrazione del processo di RSW [37] .

La scelta dei parametri di processo influenzano in maniera diretta la qualità e le dimensioni del punto di saldatura. Generalmente, la scelta ricade sulla *pressione* applicata tramite i due elettrodi, sull*'intensità di corrente* di saldatura, sul *tempo di applicazione della corrente* e il successivo *tempo di raffreddamento*. Ottimizzare tutti questi parametri è complesso e richiede simulazione e test sperimentali, al fine di evitare la presenza di difetti e rientrare nelle caratteristiche desiderate del giunto. Il processo segue diverse fasi in cui il profilo di corrente e pressione vengono ottimizzati a seconda dell'applicazione. La figura 6 riporta un ciclo standard di saldatura. La prima fase, *Squeeze Time* o *Tempo di accostamento,* garantisce il contatto efficace tra le parti tramite l'azione della pressione da parte degli elettrodi. Si applica in un secondo momento la corrente elettrica che porta alla generazione di calore, nella fase nota come *Weld Time* o *Tempo di saldatura*. L'aumento di temperatura porta alla fusione del metallo nelle superfici di contatto, dopodiché il flusso di corrente viene interrotto. Il tempo post-saldatura, *Hold Time* o *Tempo di ritegno,* facilità la solidificazione del *nugget* grazie anche allo scambio termico con gli elettrodi ancora in pressione [11]. Il processo produttivo varia a seconda del materiale da saldare, dello spessore delle lamiere, della geometria del giunto e della

[1] La resistenza complessiva comprende sia le resistenze di contatto superficiale che la resistenza interna dei materiali (reticolo cristallino). Utilizzando elettrodi di rame, materiale altamente conduttivo, la caduta di tensione più alta si concentra tra le due lamiere (resistenza di contatto) [39].

relativa qualità richiesta e dalle specifiche della linea produttiva. Ogni fase è sempre presente ma può subire drastici adattamenti. In particolare, la fase di saldatura può essere fatta applicando un profilo di corrente costante, crescente, a picco, decrescente o addirittura profili multipli come per gli acciai AHSS. Inoltre, si possono introdurre fasi aggiuntive come il Pre-heating[2], Pulsing[3] e Post-heating[4] [14].

È ormai evidente che il processo di saldatura a resistenza si basa sull'azione combinata della corrente elettrica e della pressione meccanica. La pressione applicata dagli elettrodi influenza direttamente la resistenza di contatto sia tra gli elettrodi e le lastre, sia tra le lastre stesse. Una forza insufficiente degli elettrodi riduce l'area effettiva di contatto, determinando un aumento di resistenza elettrica. Al contrario, un aumento della forza applicata comporta una diminuzione della resistenza di contatto. Esiste un valore di soglia di pressione oltre la quale la resistenza di contatto si stabilizza. Inoltre, una pressione troppo bassa determina l'espulsione di materiale fuso prima della solidificazione, mentre una pressione eccessiva può comportare un'indentazione marcata della lastra, con conseguente concentrazione locale di tensioni e potenziali difetti estetici [15].
La vita utile dell'elettrodo, definita come il numero di saldature eseguibili prima che sia necessario un intervento di manutenzione per preservare la qualità del giunto saldato, rappresenta un parametro critico nella produzione industriale. La pressione applicata durante il processo induce una progressiva deformazione degli elettrodi, con conseguente aumento dell'area di contatto tra elettrodi e lamiera. Questo fenomeno comporta una riduzione della densità di corrente nella zona di saldatura, determinando una minore generazione di calore. Contestualmente, l'aumento dell'area di contatto favorisce una maggiore capacità di raffreddamento degli elettrodi, influenzando ulteriormente il bilancio termico del processo [15], [16]. La corrente di saldatura, che rappresenta la fonte energetica, deve essere sufficiente a far sì che la fusione raggiunga una crescita completa nel tempo stabilito, in modo tale da garantire una giunzione forte e non sottodimensionata [12].

Nella configurazione più semplice del processo di saldatura a resistenza, due lamiere di spessore simile vengono unite tra loro. Quando invece gli spessori differiscono, il calore dissipato verso gli elettrodi non è bilanciato tra le due lamiere, provocando uno squilibrio nel profilo termico. In tali condizioni, la fusione tende a iniziare preferenzialmente nel materiale più sottile o in quello con minore capacità di dissipazione termica. Se il calore sviluppato non è sufficiente, la formazione del *nugget* può avvenire in modo incompleto, interessando solo una delle due lamiere. Normalmente la pepita di saldatura si origina all'interfaccia tra i due materiali, a causa dell'elevata resistenza di contatto rispetto alla resistività di massa. Tuttavia, nel caso di differenze di spessore particolarmente accentuate, il punto di fusione potrebbe spostarsi rispetto all'interfaccia.

[2] Riduce lo shock termico applicando una piccola corrente prima del vero impulso.
[3] Applica più impulsi di corrente separati per controllare meglio la crescita del nugget.
[4] Riduce le tensioni residue applicando un piccolo impulso di corrente dopo la solidificazione.

Solitamente i materiali saldati sono identici, ma in alcune applicazioni vengono accoppiate lamiere di natura differente. In questi casi, la disomogeneità nelle proprietà termiche ed elettriche può alterare significativamente la distribuzione del calore, generando effetti analoghi — e talvolta amplificati — a quelli osservati con variazioni di spessore [17].
Un'ulteriore complessità deriva dalla presenza di rivestimenti superficiali, molto comuni nell'industria automobilistica. Questi trattamenti modificano la resistività di contatto e, qualora abbiano punti di fusione o evaporazione inferiori a quelli del substrato metallico, introducono discontinuità locali nel profilo termico. Un esempio tipico è rappresentato dalle lamiere d'acciaio zincato: il rivestimento di zinco, caratterizzato da una conducibilità termica ed elettrica superiore rispetto all'acciaio, influenza sensibilmente la distribuzione della corrente e del calore durante il processo di saldatura [18].

1.3.2 Microstruttura del Punto di Saldato

La microstruttura e le complesse proprietà dei punti di saldatura realizzati tramite RSW sono il risultato dei processi termici, metallurgici e meccanici precedentemente descritti. Il calore Q generato dalla scarica elettrica provoca un aumento non uniforme della temperatura, come nella figura 7, dove è visualizzabile con il colore rosso la zona riscaldata fino alla fase liquida del materiale, in corrispondenza del punto dove la resistenza è maggiore. Esternamente, di giallo, verde e azzurro le zone termicamente influenzate dal calore, che corrispondono a un intervallo di temperatura tra la linea A_1 e la linea di fusione della figura 2.

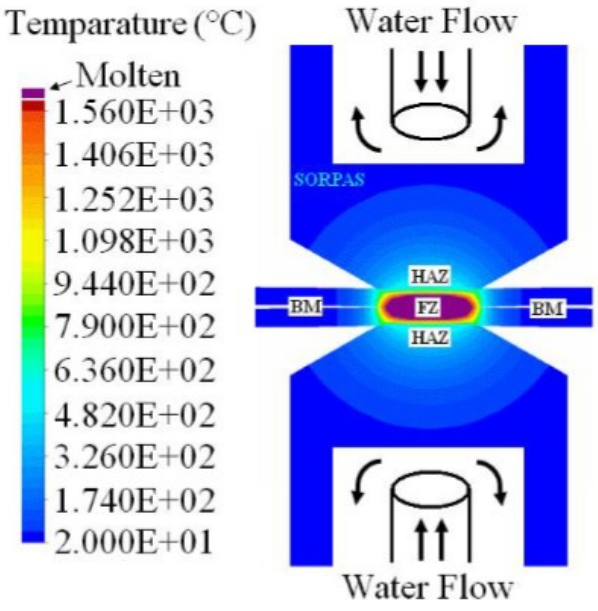


Figura 7 Simulazione temperatura durante RSW [19]

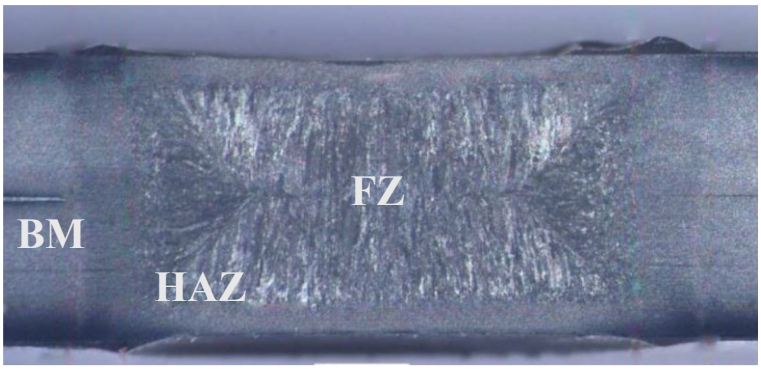


Figura 8 Macrografia della sezione di un punto di saldatura [11]

Segue un approfondimento sulla macrostruttura e microstruttura dell'acciaio DP600 secondo quanto riportato in [11]. La figura 8 mostra la macrografia della sezione trasversale del punto di saldatura. Dall'immagine è possibile visionare tre diverse zone: *Metallo base* (BM), *Zona Termicamente Alterata* (HAZ) e *Zona Fusa* (FZ). Quest'ultima, è il risultato del processo di fusione e successiva solidificazione e può essere suddivisa in zona colonnare e zona equiassiale. La struttura colonnare, con orientamento crescente in direzione perpendicolare alla superfice di contatto, deriva dal rapido raffreddamento generato tramite lo scambio termico con gli elettrodi raffreddati ad acqua [11]. Dal materiale fuso al materiale base si attraversa una zona di transizione, chiamata Zona Termicamente Alterata. Differenze di temperatura e di velocità di raffreddamento permettono di suddividere questa zona in diverse sottozone, ciascuna caratterizzata da una microstruttura e da proprietà meccaniche distinte.

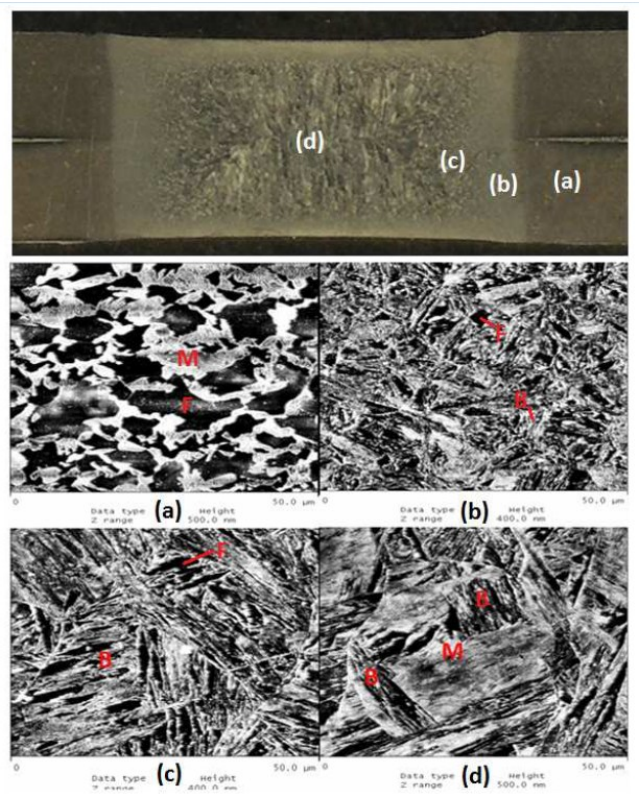


Figura 9 Distribuzione dei campioni sulla macrostruttura (da sinistra verso destra) e immagini di microstruttura AFM (a) metallo di base, (b) zona temperata, (c) zona di tempra, (d) zona fusa e solidificata [11]

Inoltre, l'elaborato [11] riporta i risultati della microstruttura ottenuta tramite AFM – Microscopia a Forza Atomica – eseguita sul punto di saldatura tra lastre di DP600. La figura 9 permette di osservare la struttura macroscopica e il relativo approfondimento microscopico in quattro differenti punti indicati dalle lettere a, b, c e d.

La Figura 9 (a) rappresenta la microstruttura del materiale base (BM), caratterizzata dalla presenza di isole di martensite (di colore chiaro) disperse all'interno di una matrice di ferrite dolce (di colore scuro). La zona alterata termicamente, visibile nella Figura 9 (b), è stata sottoposta a un riscaldamento oltre la temperatura di ricristallizzazione, favorendo la trasformazione dell'austenite in bainite, con una minima presenza di ferrite residua. Il bordo del metallo saldato, mostrato nella Figura 9 (c), evidenzia una microstruttura composta prevalentemente da bainite, accompagnata da una piccola quantità di ferrite. Infine, il centro della zona fusa presenta una microstruttura complessa costituita da bainite e martensite, come illustrato nella Figura 9 (d). Le microstrutture osservate nella saldatura a punti risultano coerenti con quanto riportato in letteratura [20] e [21].

La Figura 10 mostra i risultati delle prove di durezza HV eseguite sulla sezione trasversale del punto di saldatura. La distribuzione dei valori di durezza risulta coerente con le osservazioni effettuate sulla microstruttura. In media, il metallo saldato (FZ) presenta la durezza più elevata, pari a circa 375 HV, con ampie variazioni attribuibili alle eterogeneità della solidificazione, come la presenza di dendriti e difetti di solidificazione. Al contrario, il materiale di base (BM), caratterizzato da una microstruttura più dolce, mostra valori di durezza inferiori. Nella zona termicamente alterata (HAZ), la durezza si colloca a un livello intermedio tra quello del BM e quello del FZ.

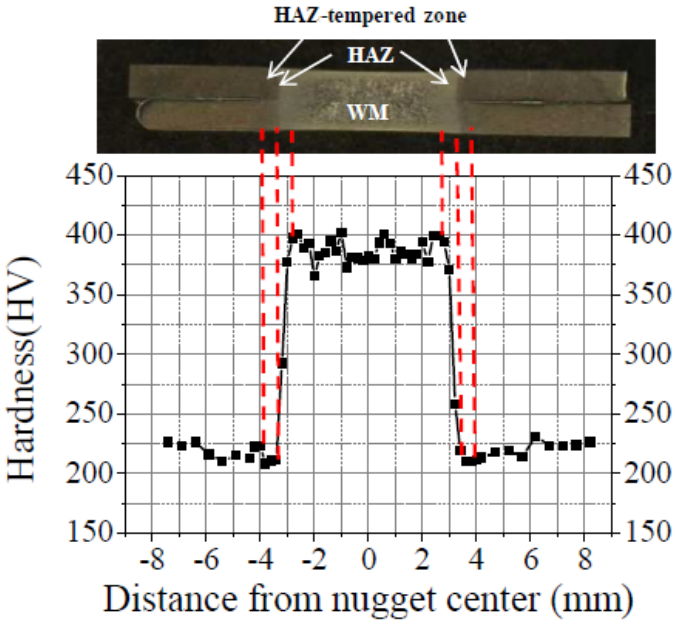


Figura 10 Distribuzione della micro-durezza nella sezione trasversale di un punto di saldatura [11]

2 Prove sperimentali su provini in configurazione Lap-Shear e Coach-Peel

Dopo aver analizzato le caratteristiche del punto di saldatura a resistenza, le fasi del processo produttivo, con particolare attenzione ai parametri tecnici determinanti e ai materiali maggiormente impiegati, si dispone delle basi per affrontare l'analisi sperimentale necessaria alla caratterizzazione della resistenza meccanica e della durata a fatica dei punti di saldatura. Conoscere la durata è un fattore indispensabile per lo studio statistico e la determinazione del numero di cicli al quale si verifica la rottura con una probabilità del 50%. In questo secondo Capitolo verranno presentate le prove statiche e dinamiche condotte su provini in configurazione *Lap Shear* e *Coach Peel*, con un focus specifico sul set-up sperimentale adottato, sui risultati ottenuti e sulle modalità di rottura osservate.

La campagna di raccolta dati descritta è stata realizzata e trasmessa all'autore del presente elaborato dalla società *Stellantis Europe S.p.A*. La finalità del report è quella di valutare la prestazione a fatica di giunti a resistenza in lamiera d'acciaio saldati a punti, adesivi e in soluzioni ibride. In particolare, l'analisi sarà focalizzata esclusivamente su provini saldati a punti, realizzati con materiali differenti e spessori compresi tra 0,7 e 1,6 mm per ciascuna lamiera, come riportato in Tabella 5. Al fine di tutelare la proprietà intellettuale aziendale, i materiali sperimentali saranno indicati con le etichette generiche "*Materiale A*", "*Materiale B*" e "*Materiale C*".

Tabella 5 Materiali e Spessori della campagna Sperimentale

Materiale	Spessore (mm)
Materiale A	0,7
Materiale A	1,0
Materiale A	1,5
Materiale B	1,0
Materiale B	1,6
Materiale C	1,0
Materiale C	1,5

I provini sono stati testati in condizioni di carico quasi-statico e ciclico per entrambe le configurazioni. I fogli di acciaio di differente spessore sono stati tagliati in dimensioni 38 mm · 113 mm per la configurazione Lap Shear e 38 mm · 105 mm in quella Coach Peel e successivamente giuntati tramite saldatura come riportato nella figura 11. Il diametro della saldatura, non riportato in figura 11 bensì in tabella 6, varia con lo spessore dei provini. Il suo valore si raggiunge tramite una calibrazione ad-hoc di parametri di processo della saldatura come l'intensità di corrente, il tempo di applicazione e la forza

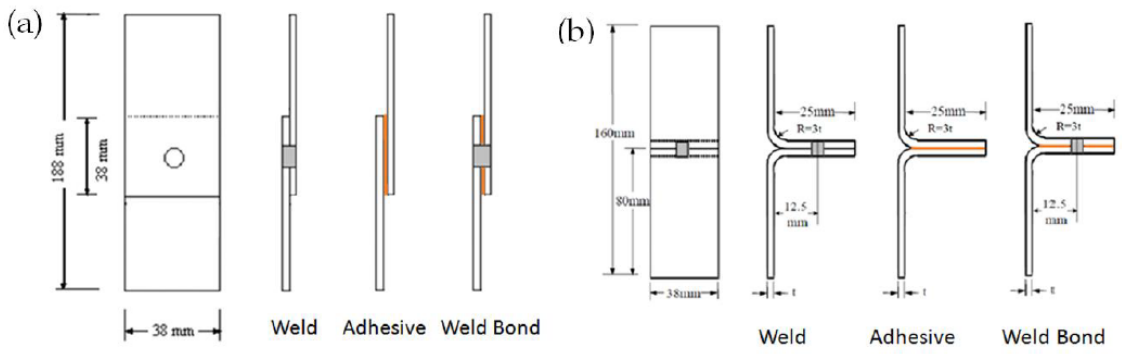


Figura 11 Dimensione dei campioni in configurazione (a) Lap Shear e (b) Coach Peel per il test meccanico

esercitata dagli elettrodi. Il risultato influenza direttamente la resistenza meccanica della saldatura e soprattutto la tipologia di rottura del giunto saldato, aspetto che verrà approfondito nel dettaglio nel sottocapitolo 2.2. Al momento, basta sapere che il cedimento può essere di due tipi, interfacciale (IF) se la cricca propaga attraverso la zona di fusione (FZ), alternativamente per strappo (PF) se dal metallo base (BM) o dalla zona termicamente alterata (HAZ), la rottura si sviluppa lungo lo spessore. Quest'ultima modalità è preferita in quanto prevede una fase di deformazione plastica maggiore e quindi un assorbimento di energia maggiore prima dell'arrivo alla rottura. Garantire una rottura PF è l'obiettivo e sinonimo della qualità del giunto saldato [22]. La transizione da rottura interfacciale (IF) a quella di strappo (PF) è correlata dall'aumento della dimensione della zona fusa (FZ) al di sopra di un certo valore minimo [23] funzione dello spessore della lamiera, delle proprietà dei materiali e della modalità di carico. Come dimostrato in [24], provini con diametro maggiore mostrano una rottura a strappo mentre di diametro inferiore di tipo (IF).

Il dimensionamento della zona fusa è spesso calcolato in funzione dello spessore (t) della lamiera, come accade in progettazione utilizzando l'Eq. (2)

$$D_{FZ} = 4\,t^{0.5} \tag{2}$$

oppure combinando lo spessore (t) e il livello di porosità (f) (con $f = 1$ in assenza di porosità nella FZ) come riportato in Eq. (3) in [22]

$$D_C = \frac{3 \cdot 2\,t}{f} \tag{3}$$

o tenendo in considerazione fattori come la durezza utilizzando l'Eq. (4) di [25]

$$D_C = 0{,}53 \cdot t^{3{,}22} + 8{,}48\left(\frac{H_{max}}{H_{min}}\right) \tag{4}$$

dove H_{max} e H_{min} rappresentano la durezza massima e minima nella HAZ.

Di metodi per il calcolo del diametro critico ce ne sono molti e ognuno è in grado di tenere in considerazione aspetti differenti della saldatura. Il valore target stabilito per conferire validità alla dimensione della saldatura è riportato nella tabella 6 e soddisfa i requisiti critici dell'Eq. 2.

Tabella 6 Dimensione target del Diametro della saldatura

Spessore metallo (mm)	Dimensione minima Diametro Saldatura (mm)	Dimensione richiesta Diametro Saldatura (mm)
0,6-0,79	3,5	4,0
1,0-1,29	4,5	5,2
1,3-1,59	5	5,8

È possibile ottenere la dimensione richiesta della saldatura adottando parametri di processo come riportato in Tabella 7 a seconda del materiale e dello spessore in questione.

Tabella 7 Schede di saldatura per la preparazione dei campioni

Materiale	Spessore metallo (mm)	Tempo totale (Cicli 60 Hz)	Tempo d'impul-so (Cicli 60 Hz)	Tempo Raffredda-mento (Cicli 60 Hz)	Nume-ro di impulsi	Corrente (kA)	Tempo mantenimento (Cicli 60 Hz)	Forza di saldatura in kg
A	0,7	16	14	0	1	7,8-8,0	2	218
A	1,0	16	14	0	1	7,2-8,3	2	218
B	1,0	25	6	1	3	6,9-7,5	5	304
C	1,0	25	6	1	3	6,8-7,1	5	304
A	1,5	32	6	1	4	8,1-9,0	5	431
B	1,6	44	4	1	8	8,2-8,8	5	544
C	1,5	44	4	1	8	7,8-9,0	5	544
B	1,0	25	6	1	3	7,5-8,9	5	304
B	1,6	44	4	1	8	8,7-9,6	5	544

I giunti di saldatura a resistenza sono stati preparati utilizzando una saldatrice a piedistallo WSI con un controller Miyachi MFDC. I provini sono stati bloccati in dispositivi di fissaggio per garantire posizioni di saldatura coerenti. Per ridurre al minimo le variazioni da saldatura a saldatura introdotte dall'usura degli elettrodi, gli elettrodi sono stati ispezionati regolarmente e sono state eseguite saldature di verifica ogni volta che venivano installati di nuovi. Dopo ogni cinque saldature sono state eseguite dei campioni di prova di strappo (Peel Test) per verificare la consistenza delle dimensioni della saldatura.

Le prove quasi statiche e di fatica sono state eseguite su macchine di prova monoassiali servoidrauliche MTS. Per afferrare i campioni sono state utilizzate pinze a

cuneo idrauliche. Per testare le giunzioni a taglio, Lap Shear, sono stati utilizzati distanziatori dello stesso spessore delle lamiere. Nelle *prove quasi statiche* è stata utilizzata una velocità di rampa di 10 mm/min e sono stati registrati i carichi di picco. La lunghezza della presa era di 50 mm. Sono stati testati tre campioni per ogni combinazione di materiali e configurazione di giunti.

Nelle *prove di fatica*, i campioni sono stati caricati sinusoidalmente con un rapporto di carico $R=0,1$. La lunghezza della presa è di 25 mm. Le prove sono state condotte fino alla frattura o fino al raggiungimento di 5×10^6 cicli. Sono stati testati dodici campioni per ogni combinazione di configurazione.

2.1 Risultati statici e a fatica dei test sperimentali

Le prove di fatica condotte su provini in configurazione Lap Shear sono state eseguite applicando un carico massimo variabile. I risultati della prova quasi statica e delle prove di fatica relative alle configurazioni Lap Shear e Coach Peel, condotte su provini con spessore di 1,5 mm, sono riportati nella presente sezione. Ulteriori dati sono consultabili in Appendice A - Risultati delle Prove Sperimentali. L'attenzione è rivolta solo ai provini con saldatura a resistenza, escludendo quelli con incollaggi.

Le curve carico-spostamento in figura 12 relative alla configurazione Lap Shear mostrano chiaramente le differenze nel comportamento meccanico dei materiali analizzati: C, B e A. Il materiale C raggiunge il valore massimo di carico tra i materiali testati, a conferma della sua elevata resistenza meccanica. Tuttavia, presenta una deformazione a rottura molto contenuta e una brusca caduta del carico dopo il picco massimo, indicando un comportamento fragile. Il Materiale B, con resistenza intermedia, mostra una curva meno ripida e una maggiore estensione prima della rottura. Sebbene il

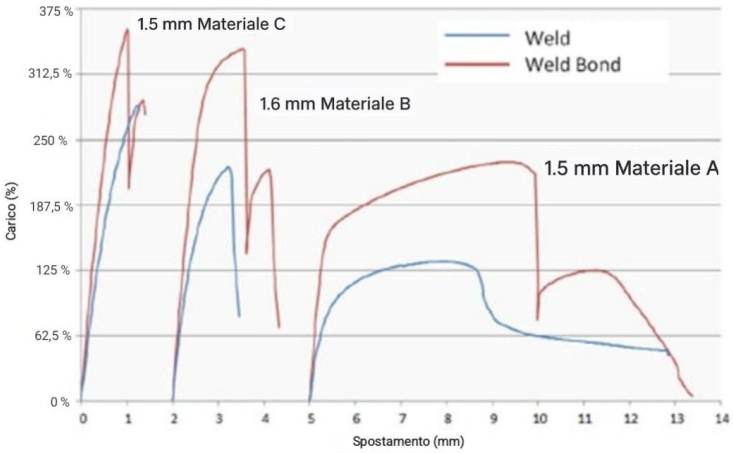


Figura 12 Curve Carico Spostamento di provini di 1,5 mm, 1,6mm in configurazione Lap Shear (le curve sono spostate per chiarezza)

carico massimo raggiunto sia inferiore rispetto al Materiale C, la sua maggiore deformabilità suggerisce una migliore duttilità e un comportamento meno fragile. Il Materiale A, infine, presenta il carico massimo più contenuto, ma una significativa capacità deformativa prima della rottura. La curva mostra un andamento più progressivo, con un plateau plastico ben definito e un collasso graduale. Questo è indice di un comportamento duttile, con una maggiore capacità di assorbire energia tramite deformazione plastica.

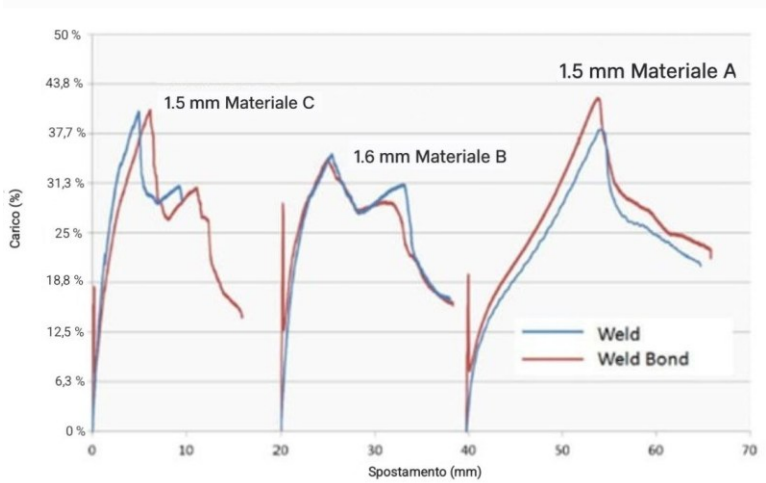


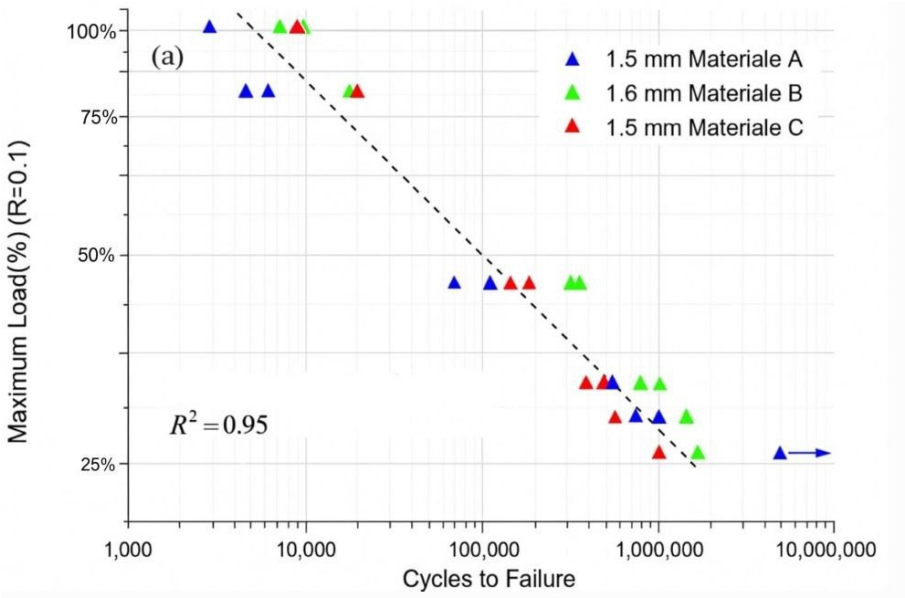
Figura 13 Curve Carico Spostamento di provini di 1,5 mm, 1,6mm in configurazione Coach Peel (le curve sono spostate per chiarezza)

Passando alla configurazione a strappo, Coach Peel, i carichi massimi risentono della condizione di carico. I tre materiali mostrano prestazioni simili sebbene il Materiale A raggiunga il massimo dopo un'importante deformazione plastica, grazie alla sua plasticità. Le curve evidenziano spostamenti molto più elevati rispetto alla configurazione Lap Shear, a causa della natura del carico Peel che favorisce l'apertura della giunzione inducendo grandi deformazioni. Tutte le curve mostrano un picco iniziale seguito da una flessione graduale del carico. Si notano oscillazioni locali nel carico, in particolare per il Materiale B, attribuibili alla progressiva apertura della lamiera. In conclusione, la configurazione Coach Peel evidenzia un comportamento più duttile e con spostamenti maggiori, confermando chiaramente anche qui l'influenza della duttilità del materiale base sulla resistenza alla separazione.

I risultati sperimentali, distinti per materiale, condotti con carico sinusoidale evidenziano chiaramente l'andamento tipico delle curve S-N (Stress vs. Number of cycles), in cui a carichi più elevati corrispondono vite a fatica significativamente più brevi. La Figura 14 riporta la curva di fatica per giunti saldati in configurazione Lap Shear, ottenuta con un rapporto di carico $R = 0{,}1$. *I livelli di carico massimo sono espressi in percentuale rispetto a un valore di riferimento* F_{rif} *(non riportato nell'elaborato), pari al 100 %, corrispondente al massimo carico applicato durante la campagna sperimentale*. L'asse delle ascisse rappresenta il numero di cicli a rottura (in scala logaritmica), mentre l'asse delle ordinate riporta il carico massimo applicato, in percentuale rispetto al valore di riferimento. La retta tratteggiata rappresenta una

regressione logaritmica sui dati, con una buona correlazione (R^2=*0.95*); il valore di R^2 vicino a 1,0 indica che la retta lineare è un buon adattamento dei dati e la prevedibilità della regressione è piuttosto elevata.

Figura 14 Curva di fatica per provini Lap Shear di spessore 1,5 mm



Il Materiale C (rosso), pur mostrando una maggiore resistenza meccanica in regime statico, presenta una vita a fatica ad alto numero di cicli generalmente inferiore. Sebbene la durata con alti carichi risulti beneficiare delle qualità intrinseche del materiale, la tendenza si inverte aumentando la natura elastica del carico, ovvero diminuendo il carico. Questo comportamento è attribuibile alla maggiore fragilità intrinseca degli acciai B e C, che li rende più sensibili alla nucleazione e alla propagazione di cricche sotto carico ciclico. Contrariamente o specularmente, l'acciaio A (blu) in svantaggio con carichi alti, resiste tenacemente grazie a una migliore duttilità che ritarda l'innesco della cricca e ne rallenta la propagazione, garantendo una migliore durabilità a fatica. L'acciaio B (verde) si comporta in modo intermedio mostrando un compromesso più equilibrato tra carico massimo (in figura 12) e durata.

Per la curva di fatica per i provini in configurazione *Coach Peel* si rimanda all'Appendice A - Risultati delle Prove Sperimentali. Al momento è sufficiente osservare che i risultati sono stati ottenuti applicando differenti livelli di carico massimo (rapporto di carico $R = 0{,}1$), espressi in percentuale rispetto al medesimo valore di riferimento F_{rif} adottato anche per la configurazione Lap Shear. L'utilizzo di un *riferimento comune* F_{rif} consente di mettere in relazione diretta i comportamenti delle due configurazioni. La tendenza ottenuta mostra analogie con quello della Lap Shear, confermando il vantaggio a lungo termine del materiale A. Una durata dell'ordine di 10^6 cicli è stata raggiunta per un carico massimo pari al 2,5 % del valore di riferimento, rispetto al 25 % nella configurazione Lap Shear. I valori di durata saranno riportati e analizzati più nel dettaglio nel capitolo riguardante l'analisi statistica tramite Probabilità di Weibull.

2.2 Analisi delle modalità di Rottura

Il capitolo relativo alla fase sperimentale si conclude con l'analisi dei dati riguardanti le modalità di rottura osservate durante le prove quasi statiche e quelle a fatica, condotte con diversi livelli di carico. L'obiettivo è quello di riportare integralmente lo studio svolto, con particolare attenzione alla comprensione del comportamento del giunto saldato sottoposto a differenti carichi e realizzato con materiali diversi. Inoltre, si intende verificare l'eventuale correlazione tra i risultati ottenuti e quanto riportato dalla letteratura scientifica di riferimento.

L'analisi della fase di rottura, successiva al confronto delle prove quasi statiche, consente di mettere in evidenza le proprietà meccaniche delle giunzioni saldate. La prova di trazione fornisce informazioni fondamentali per valutare le prestazioni del punto di saldatura, tra cui il carico massimo raggiunto, l'allungamento associato al carico di picco e l'energia assorbita. L'energia di rottura delle RSW, misurata come area sotto la curva Carico-Spostamento (figura 12 e 13) fino al punto di picco, può essere espressa dall'equazione che segue [22]:

$$Energia\ assorbita = \int_0^{L_{max}} Fdl \propto P_{max}L_{max} \qquad (5)$$

dove P_{max} e L_{max} rappresentano rispettivamente il carico e lo spostamento al picco della curva. L'energia assorbita dipende da fattori che governano il carico di picco e la duttilità. Quanto detto trova conferma analizzando come esempio i provini in configurazione Lap Shear di spessore 1,5 mm, le cui curve sono rappresentate nella figura 12. La situazione appare chiara: i materiali B e C presentano un carico di picco più elevato rispetto ad A ma una duttilità bassa analizzando lo spostamento mostrato. Questo si traduce in un apparente vantaggio nella durata a bassi cicli ma che si riduce o trasforma in svantaggio a bassi carichi. La tabella 8 mostra i valori di carico e spostamento al picco. In particolare, riporta l'energia assorbita calcolata tramite l'equazione 5. Il valore di energia assorbita più alto pari a 28,67 J si riscontra per i provini in Materiale A, a conferma dell'elevato comportamento plastico. Gli acciai B e C riscontrano valori più bassi e simili tra di loro come conseguenza della loro fragilità e scarso allungamento.

Tabella 8 Carico, Spostamento al picco ed energia assorbita alla rottura

Provino	Carico al picco [% rispetto F_{Rif}]	Allungamento al picco [mm]	Energia assorbita [Nmm]	Energia assorbita [J]
1,5 mm A	135 %	3,1	28667	28,67
1,6 mm B	220 %	1,21	14539	14,54
1,5 mm C	281 %	1,1	16887	16,89

Sebbene si sia parlato principalmente della modalità di rottura interfacciale (*IF*) e di strappo (*BF*), esse rappresentano i due estremi opposti e l'analisi sperimentale a fatica evidenzia una realtà di frattura più complessa. Partendo dalla più "fragile" a quella più "duttile", è possibile avere un comportamento intermedio con solo parte della saldatura staccata lungo l'interfaccia, è il caso della *Partial Interfacial Failure* (PIF). L'inizio di deformazione della lamiera consente di parlare di rottura *Eyebrow* o sopracciglio (EYE). Quando il "bottone" saldato inizia a strappare la lamiera parzialmente si è in presenza di una modalità di rottura più duttile note come *Partial Button Pull-Out* (PBP).

La tabella 9 riporta il riassunto delle modalità di frattura per i provini in spessore 1,5 mm per le configurazioni Lap Shear e Coach Peel. La prova quasi statica evidenzia una rottura (IF) per gli acciai B e C e (BP) per quello A, confermando quanto dedotto precedentemente grazie all'energia assorbita. La configurazione Lap Shear mostra principalmente modalità di rottura (BP), (IF) e (EYE). Il trend di rottura tende da (IF) in campo quasi statico e basso numero di cicli, deviando per (EYE) a durate più elevate. Situazione più complessa si ha con la configurazione Coach Peel dove è possibile avere combinazioni multiple di modi di frattura ad alti cicli tra (PBP), (PIF) (EYE).

Tabella 9 Riassunto modalità di frattura provini di spessore 1,5 mm

Provino	Quasi statico	Bassi cicli	Alti cicli
1,5 Materiale A - LS	BP	BP / IF	EYE
1,5 Materiale A - CP	BP	BP	PIF-EYE / PIF- PBP
1,6 Materiale B - LS	IF	BP / IF	EYE
1,6 Materiale B - CP	BP	BP	PIF / PBP
1,5 Materiale C - LS	IF	BP	EYE
1,5 Materiale C - CP	BP	PBP	PIF-EYE / PIF-PBP

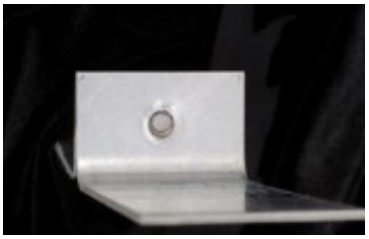
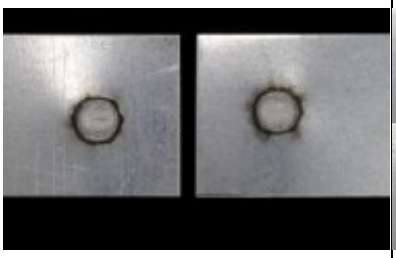
Quasi-Statico	Bassi Cicli	Alti Cicli
		
BP (35,6 % · F_{rif})	BP (12,5 % · F_{rif} 9747 cicli)	PIF-PBP (2,5 % · F_{rif} 906510 cicli)
		
IF (223 % · F_{rif})	BP (81,3 % · F_{rif} 17246 cicli) IF (100% · F_{rif} 7205 cicli)	EYE (25 % · F_{rif} 1733319 cicli)

Figura 15 Rottura 1,6 mm Materiale B, LS e CP in prova quasi statica e a fatica

3 Approcci alla fatica nelle saldature a punti: MFLE, Notch Stress e Metodo di Rupp

Nei capitoli precedenti sono stati presentati i materiali utilizzati, il processo di saldatura a resistenza e la relativa campagna sperimentale volta a caratterizzare il comportamento a fatica delle giunzioni, fino al raggiungimento della rottura. A questo punto risulta opportuno approfondire i fenomeni di fatica, illustrando brevemente i principali approcci che descrivono il fenomeno. La fatica nelle strutture saldate rappresenta infatti una delle principali modalità di cedimento, specialmente quando esse sono soggette a carichi ciclici ripetuti nel tempo, come avviene frequentemente nei componenti del settore automotive. Nei punti di saldatura, in particolare, la presenza di discontinuità geometriche e microstrutturali genera elevate concentrazioni di tensione, favorendo la nucleazione e la successiva propagazione di cricche. Queste cricche di fatica possono degradare le performance iniziali e incrementare le vibrazioni e la rumorosità dell'intera struttura del veicolo man mano che propaga.

Per descrivere e analizzare quantitativamente questo fenomeno, la letteratura tecnica e scientifica propone principalmente due grandi approcci: quello basato sulla *meccanica della frattura lineare elastica* (MFLE), che considera la propagazione esplicita di una cricca preesistente, e quello basato sulla *tensione d'intaglio efficace* (Notch Stress Method), che considera invece la tensione locale come parametro di riferimento, evitando di modellare esplicitamente una cricca. Dopo aver brevemente introdotto e discusso le caratteristiche e le differenze principali tra questi due approcci, verrà successivamente presentato *l'approccio strutturale* basato sul *metodo di Rupp*, particolarmente utile nella pratica progettuale e che costituirà il riferimento principale per le analisi numeriche condotte in questa tesi.

La fatica rappresenta un fenomeno di degrado progressivo del materiale, dovuto all'applicazione ripetuta e ciclica di carichi inferiori alla resistenza statica del materiale stesso. Questo processo è caratterizzato dalla formazione iniziale e successiva propagazione di microcricche, che, a lungo andare, possono raggiungere dimensioni critiche tali da provocare la rottura del componente. Contrariamente a quanto avviene in caso di sollecitazioni statiche, nella fatica i materiali possono cedere anche in presenza di carichi ben inferiori al limite di snervamento, se applicati ripetutamente per un numero sufficiente di cicli. Nei giunti saldati a punti, in particolare, la presenza di una discontinuità geometrica e metallurgica tra nugget e materiale base crea localmente una significativa concentrazione delle tensioni, rendendo questa zona particolarmente vulnerabile alla nucleazione di cricche. Dal punto di vista fenomenologico, il processo di fatica si sviluppa tipicamente attraverso tre fasi principali:

1. *Innesco della cricca (Crack Initiation)*: inizialmente la cricca si forma in corrispondenza di punti di elevata concentrazione tensionale o di difetti

locali. Nei giunti saldati a punti questo avviene generalmente nell'interfaccia.

2. *Propagazione della cricca (Crack Propagation):* dopo l'innesco, la cricca si propaga gradualmente sotto l'azione ciclica del carico. Questa fase rappresenta generalmente la parte più lunga della vita a fatica e viene analizzata frequentemente mediante la meccanica della frattura lineare elastica (MFLE).
3. *Rottura finale (Final Fracture):* infine, la cricca raggiunge dimensioni critiche che ne causano la propagazione instabile, conducendo rapidamente alla rottura completa del componente.

La previsione accurata della vita a fatica delle saldature a punti richiede quindi strumenti teorici e pratici che permettano di comprendere e modellare in maniera adeguata questo processo complesso e articolato. È in questo contesto che si inseriscono i metodi teorici illustrati nei paragrafi successivi (MFLE, metodo Notch e metodo strutturale di Rupp), ciascuno dei quali affronta la fatica da un diverso punto di vista teorico e applicativo.

3.1 Meccanica della frattura lineare elastica (MFLE)

Nell'ambito dell'applicazione della meccanica della frattura lineare elastica (MFLE), l'articolo "*Spot-Weld Service Life Estimate Based on Application of the Interfacial Crack Concept*" [26] rappresenta un significativo esempio di analisi del comportamento a fatica delle saldature a punti tra materiali dissimili. In particolare, gli autori hanno schematizzato la saldatura come una cricca interfacciale che si sviluppa lungo la superficie di separazione tra due lamiere di materiali elastici differenti (acciaio e lega di alluminio), illustrando dettagliatamente tutte le fasi del processo di valutazione della vita residua della giunzione sottoposta a carico ciclico. I risultati ottenuti evidenziano chiaramente che lo spessore delle lamiere, il diametro del punto saldato e il livello dei carichi applicati sono parametri chiave che influenzano sensibilmente la durata a fatica dei giunti saldati a punti.

Diversi studi precedenti hanno approfondito problematiche legate alla vita a fatica delle saldature a punti, analizzando aspetti quali il calcolo dei fattori di intensità di tensione (SIF) per giunzioni caratterizzate da differenze di spessore o di materiali, o investigando le condizioni di innesco e la successiva propagazione di cricche superficiali nelle immediate vicinanze del punto di saldatura. Come riportato in [26], ad esempio, Sheppard e Strange [27] hanno sviluppato un modello teorico generale per descrivere l'innesco e la propagazione iniziale delle cricche da fatica nei giunti saldati a resistenza, indipendente dalla specifica geometria del provino utilizzato. Essi hanno proposto un'espressione unificata per valutare le tensioni strutturali nelle regioni circostanti il nugget, basandosi esclusivamente sui carichi locali agenti sulla saldatura.

Nonostante la modellazione della fatica nelle giunzioni saldate a punti rappresenti una sfida complessa, a causa della natura intrinsecamente tridimensionale della crescita delle cricche, altri ricercatori hanno tentato approcci più semplici e ingegneristicamente gestibili. Ad esempio, Newman e Dowling [28] hanno proposto un modello semplificato per la propagazione delle cricche, basato su un singolo grado di libertà, che consente agli ingegneri di effettuare valutazioni rapide e sufficientemente accurate del comportamento a fatica di lamiere saldate a punti. Il vantaggio di tale approccio è rappresentato dalla possibilità di effettuare stime di durata senza dover necessariamente conoscere approfonditamente i dettagli geometrici e microstrutturali del giunto saldato, utilizzando esclusivamente dati relativi alla resistenza a fatica del materiale base. Questo tipo di modellazione permette dunque una significativa riduzione degli sforzi sperimentali, eliminando la necessità di effettuare test specifici sui giunti saldati per ottenere dati di fatica rappresentativi della configurazione reale del giunto.

Riprendendo [26], la figura 16 mostra schematicamente la geometria analizzata di un giunto saldato a punti costituito da due lamiere sovrapposte, aventi spessori rispettivamente h (superiore) e H (inferiore), realizzate con due materiali elastici differenti. La regione saldata è caratterizzata da un nugget (o pepita di saldatura) di diametro d. Per semplicità di modellazione, si assume che la cricca da fatica abbia origine e si propaghi lungo l'interfaccia tra le due lamiere.

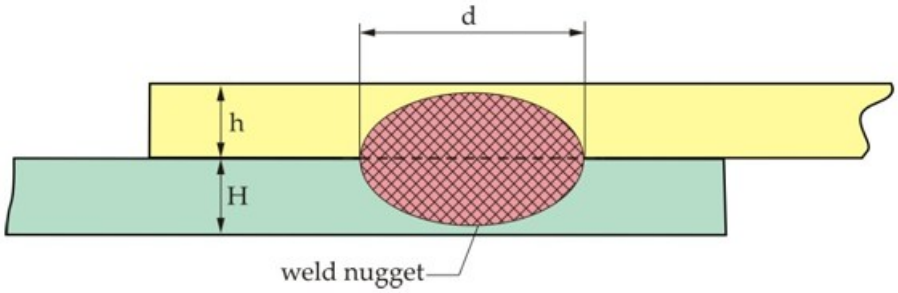


Figura 16 Geometria di un giunto Lap Shear [26]

Secondo i principi della meccanica della frattura lineare elastica (MFLE), il campo tensionale in prossimità della punta di una cricca può essere descritto efficacemente tramite il fattore di intensità di tensione, indicato generalmente con K. Nel caso specifico dei carichi ciclici tipici della fatica, il parametro utilizzato è la variazione ciclica del fattore di intensità, ΔK, definito come la differenza tra i valori massimi e minimi del fattore di intensità durante un ciclo di carico. In particolare, l'instabilità della propagazione della cricca si verifica quando il valore del fattore di intensità di tensione in modo I (apertura della cricca), indicato come K_I supera il valore critico della tenacità a frattura del materiale, indicato con K_{Ic} cioè, quando:

$$K_I > K_{Ic} \tag{6}$$

La relazione tra la crescita incrementale della lunghezza della cricca, indicata con da, e il corrispondente incremento del numero di cicli applicati, dN, è formalizzata mediante la cosiddetta legge di Paris-Erdogan. Tale relazione stabilisce che il tasso di crescita di una cricca sottoposta a fatica $\frac{da}{dN}$, può essere correlato alla variazione ciclica del fattore di intensità di tensione, ΔK, tramite una relazione del tipo:

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K)^m, \tag{7}$$

in cui C e m sono due costanti caratteristiche del materiale, ottenute sperimentalmente mediante prove di propagazione di cricca a fatica. Questa equazione implica che la velocità di propagazione della cricca cresce linearmente in un diagramma logaritmico al crescere del valore di ΔK, fornendo così un utile strumento predittivo per stimare la vita residua di componenti strutturali sottoposti a carichi ciclici. La vita media si ottiene integrando l'equazione (7) come segue:

$$N = \int_{a_i}^{a_{cr}} \frac{da}{C(\Delta K)^m} \tag{8}$$

dove a_i è la lunghezza iniziale della cricca mentre a_{cr} è la lunghezza critica che porta alla frattura.

Per determinare il campo di tensione e deformazione in corrispondenza della punta di una cricca che si propaga lungo l'interfaccia tra due materiali diversi, è necessario affrontare il problema elastico in un contesto bidimensionale. Si consideri un sistema di coordinate cartesiane $(x1, x2)$ in cui l'interfaccia tra i due materiali (materiale 1 e materiale 2) è posizionata lungo l'asse $x1$, con la cricca orientata in direzione negativa rispetto a tale asse. L'asse $x2$ è invece perpendicolare al piano dell'interfaccia e rappresenta la direzione normale al piano di frattura.

Per una trattazione più adeguata del campo elastico vicino alla punta della cricca, si adotta un sistema di coordinate polari (r, ϑ) con origine nel punto di innesco della cricca. In questo contesto, la distribuzione delle tensioni può essere descritta in termini complessi, utilizzando il *fattore di intensità di tensione complesso:*

$$K = K_1 + i\, K_2 \tag{9}$$

dove K_1 e K_2 rappresentano rispettivamente le componenti reali e immaginarie del campo di intensità di tensione associate alle modalità di apertura (modo I) e taglio in piano (modo II).

Nel caso di cricche interfacciali, le modalità I e II risultano accoppiate a causa della discontinuità di proprietà elastiche tra i due materiali. Questo accoppiamento è descritto dall'indice oscillatorio ε, il quale introduce un'oscillazione logaritmica nel campo di deformazione vicino alla punta della cricca. Il valore di ε dipende dai parametri di

Dundurs, α[5] e β[6], che a loro volta derivano dai moduli elastici (E) e dai coefficienti di Poisson (ν) dei due materiali coinvolti. L'espressione del campo di tensione nelle immediate vicinanze della punta della cricca, lungo l'interfaccia ($\vartheta = 0$), assume la forma:

$$(\sigma_{22} + i\sigma_{12})_{\vartheta=0} = \frac{(K_1 + K_2) \cdot r^{i\epsilon}}{\sqrt{2\pi r}} \tag{10}$$

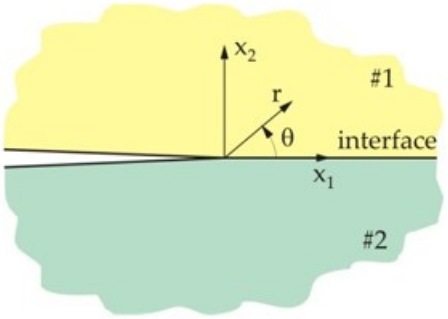


Figura 17 Geometria dell'interfaccia e sistema di riferimento cilindrico

Questa formulazione riflette il comportamento complesso del campo elastico in presenza di un'interfaccia eterogenea e mostra chiaramente come le componenti di trazione e taglio siano accoppiate in modo non banale.

Sfruttando l'analogia trave-composito di Hutchinson–Suo [29], i carichi globali di trazione e flessione (P, M) sono ricondotti alla punta della fessura e, tramite analisi dimensionale, si ottiene l'espressione chiusa di $K_1 e\, K_2$ (Eq. 11) che incorpora spessori $h\ ed\ H$ e rapporto di moduli $\Sigma = \frac{\overline{E_1}}{\overline{E_2}}$:

$$K = K_1 + iK_2 = \ h^{-i\varepsilon} \sqrt{\frac{1-\alpha}{1-\beta^2}} \cdot \left(\frac{P}{\sqrt{2Uh}} - ie^{i\gamma} \frac{M}{\sqrt{2Vh^3}} \right) e^{i\omega} \tag{11}$$

La crescita ciclica è quindi valutata integrando la legge di Paris (Eq. 7) fra la lunghezza iniziale a_i e quella critica a_{cr} per ricavare il numero di cicli a rottura N_f.

I risultati ottenuti in [26] mostrano che la vita del componente aumenta all'aumentare dello spessore dei provini e del diametro della saldatura, diminuisce invece aumentando il carico applicato. Si è dimostrato inoltre che la durata risulta maggiore tra provini di materiale simile.

[5] $\alpha = \frac{\mu_2(k1+1)-\mu_1(k2+1)}{\mu_2(k1+1)+\mu_1\,(k2+1)}$

[6] $\beta = \frac{\mu_2(k1-1)-\mu_1\,(k2-1)}{\mu_2\,(k1+1)+\mu_1\,(k2+1)}$

3.2 Metodo della tensione d'intaglio (Notch stress method)

Il metodo della *tensione d'intaglio efficace* rappresenta un approccio consolidato per la valutazione della resistenza a fatica nei giunti saldati, in particolare nei giunti a punti su lamiere sottili. A differenza della meccanica della frattura lineare, che prevede esplicitamente la presenza e la crescita di una cricca, questo metodo si basa sul calcolo della tensione elastica locale di picco generata dalla presenza di un'intensificazione geometrica, ovvero un *intaglio*. Nel caso delle saldature a punti, l'intaglio è identificato nella zona di transizione tra il nugget e le lamiere adiacenti.

Per evitare la singolarità teorica associata alla presenza di spigoli vivi — che nei modelli elastici ideali comporterebbe tensioni infinite — si adotta un'introduzione convenzionale di un *raggio fittizio* alla radice dell'intaglio. Secondo le raccomandazioni della letteratura e delle normative internazionali (come l'IIW), per le saldature a punti su lamiere sottili si assume generalmente un valore di $\varphi = 0{,}05\,mm$, rappresentando un'intaglio a forma di "occhiello" che circonda idealmente il contorno del nugget.

È noto che la sollecitazione di intaglio è direttamente correlata ai *fattori di intensità della sollecitazione* o *Stress Intensity Factor* (SIF) che descrivono il campo elastico nelle vicinanze di una cricca. Pertanto, il primo passo per ottenere gli *Stress Concentration Factor* (SCF) è calcolare i SIF del giunto saldato a punti. Lo SCF è un coefficiente che misura quanto una discontinuità geometrica (come un foro, un intaglio, una saldatura o una cricca) aumenta localmente la tensione rispetto alla tensione nominale applicata. Esso può essere calcolato secondo l'Eq. 12:

$$SCF = \frac{\sigma_{max}}{\sigma_{nominale}} \tag{12}$$

dove, se $\sigma_{nominale}$ è la tensione che si calcolerebbe con formule classiche (ad esempio $F/_A$), σ_{max} è la tensione effettiva nella zona di concentrazione, allora SCF assume il significato di descrivere di quanto la tensione si è intensificata dalla presenza di una determinata geometria.

La metodologia da seguire per stabilire la durata dei punti di saldatura sotto un determinato carico prevede quindi tre fasi: prima si calcolano i SIF attorno alla punta della cricca o dell'intaglio saldato, poi, da essi, si può stimare la tensione massima locale ($\sigma_{max}\ o\ \sigma_{eq.}$) e da lì il fattore di concentrazione delle tensioni (SCF). A questo punto è possibile determinare la vita utilizzando una curva $S - N$.

In letteratura sono state proposte numerose formulazioni per il calcolo del fattore di intensità di tensione (SIF) applicabile alle saldature a punti. Tuttavia, l'applicazione diretta di tali espressioni risulta spesso problematica, poiché esse si basano sull'assunzione che la cricca si propaghi lungo un piano definito dall'interfaccia tra le due

lamiere, ossia lungo il contorno del metallo saldato. In altre parole, si ipotizza che la superficie di interfaccia tra le lamiere rappresenti il piano privilegiato per la propagazione del difetto. Questa ipotesi semplificativa consente una trattazione teorica del problema, ma non riflette pienamente il comportamento osservato sperimentalmente. È stato infatti dimostrato in diversi studi che le cricche da fatica nucleano effettivamente in prossimità dell'interfaccia tra le lamiere, ma tendono a crescere in direzione pressoché perpendicolare al piano della lamiera, ovvero verso l'esterno rispetto alla superficie di contatto. Ciò suggerisce che le traiettorie di propagazione reali sono tridimensionali e non strettamente vincolate al piano interfaccia, come invece presupposto dalle analisi bidimensionali classiche. [30].

In questo sottocapitolo si farà riferimento, in particolare, al lavoro intitolato "*A notch stress method for fatigue life prediction of spot-welded joints*" [31], in cui viene proposto un metodo basato sulla tensione d'intaglio per la previsione della durata a fatica delle saldature a punti. Gli autori introducono tale approccio con l'obiettivo di superare i limiti riscontrati nei tradizionali metodi a sollecitazione strutturale, i quali spesso non riescono a descrivere con sufficiente accuratezza la reale concentrazione di tensione in prossimità della saldatura. Nel metodo presentato, i fattori di concentrazione delle tensioni (SCF) relativi ai giunti saldati a punti vengono derivati a partire dalle equazioni dei fattori di intensità di tensione (SIF), sfruttando così la correlazione diretta tra il campo elastico di frattura e la tensione locale efficace. Successivamente, l'efficacia del metodo viene verificata confrontando le previsioni ottenute con i risultati sperimentali di prove di fatica condotte su campioni in configurazione Lap Shear e Coach Peel. Il lavoro rappresenta un riferimento importante per quanto riportato in questo capitolo, poiché fornisce un ponte concettuale tra l'approccio della meccanica della frattura lineare ed i metodi Structural Stress (tipo Rupp), proponendo un modello applicabile a diverse configurazioni di carico e validato sperimentalmente.

L'elaborato [31] fa riferimento ai provini in figura 18, dove a seguito di una forzante F, si sviluppa una forza di taglio F e momento flettente F_t nella configurazione Lap Shear mentre un momento flettente M e una forza di trazione F_Z nel Coach Peel.

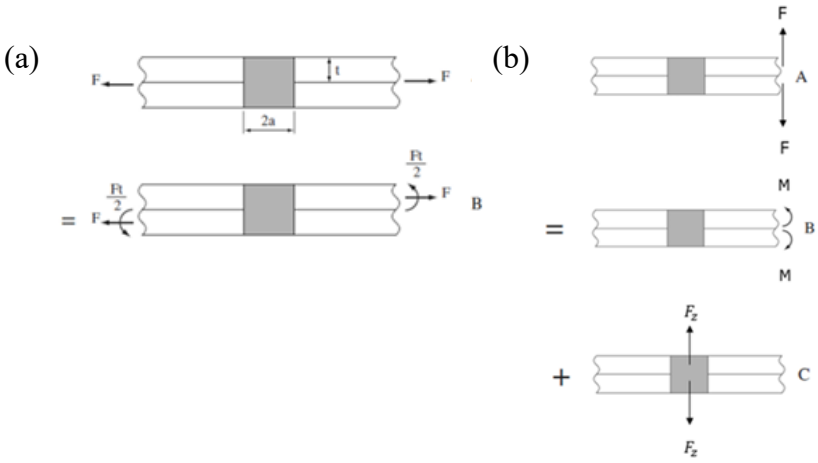


Figura 18 Forze e Momenti in Lap Shear (a) e Coach Peel (b)

Per la configurazione *Lap Shear,* considerando la saldatura di diametro $d = 2a$ e lo spessore dei provini pari a *t,* è possibile definire i fattori di intensità della sollecitazione (SIF) per la condizione di carico antisimmetrico della membrana come:

$$K_{II} = \frac{F}{2\pi d\sqrt{t}} \tag{13}$$

e per la condizione di carico flettente simmetrico come:

$$K_I = \frac{2\sqrt{3}}{\pi}\frac{\left({}^{F_t}/_{4}\right)\sqrt{t}}{dt^2} \tag{14}$$

Per la configurazione *Coach Peel,* il momento *M* che agisce sulla saldatura, definisce un SIF secondo l'equazione 15:

$$K_{II} = \frac{2\sqrt{3}M}{\pi dt\sqrt{t}} \tag{15}$$

mentre la forza di trazione F_Z:

$$K_I = \frac{\sqrt{3}}{\pi}\frac{F_Z\sqrt{t}}{t^2} \tag{16}$$

In condizioni di carico miste è possibile considerare un fattore di intensità della sollecitazione *equivalente,* definito come:

$$K_{eq} = K_I \cos^3\left(\frac{\vartheta_{max}}{2}\right) - 3K_{II}\cos^3\left(\frac{\vartheta_{max}}{2}\right)\sin\left(\frac{\vartheta_{max}}{2}\right) \tag{17}$$

$$con \qquad \vartheta_{max} = 2\,\mathrm{atan}\left(\frac{1}{4}\left(\gamma \pm \sqrt{\gamma^2+8}\right)\right), \qquad dove\ \gamma = \frac{K_I}{K_{II}} \tag{18}$$

Definito un sistema di coordinate polari con origine nell'intaglio e un raggio di intaglio pari a ρ, è possibile calcolare lo stress massimo tangenziale (quando $\tau_{r\vartheta} = 0$) pari a:

$$\sigma_{eq} = \frac{K_{eq}}{\sqrt{2\pi\rho}} = \frac{1}{\sqrt{2\pi\rho}}\left[K_I\cos^3\left(\frac{\vartheta_{max}}{2}\right) - 3K_{II}\cos^2\left(\frac{\vartheta_{max}}{2}\right)\sin\left(\frac{\vartheta_{max}}{2}\right)\right] \tag{19}$$

3.2.1 Fattori di concentrazione dello Stress: $K_t^m, K_t^z \ e \ K_t^b$

Nel metodo della tensione d'intaglio efficace, la tensione locale nel punto critico di una saldatura a punti può essere valutata combinando i contributi di tre diverse condizioni di carico: membrana antisimmetrica, flessione simmetrica dovuta a forze trasversali e flessione dovuta a momenti agenti sul punto saldato. Ognuna di queste condizioni genera un campo di tensione localmente amplificato, quantificabile mediante un fattore di concentrazione delle tensioni (SCF), definito dall'equazione 12 [31].

Lo *scorrimento relativo* tra le due lamiere determinato da una forza *F* (tipico del Lap Shear) genera modo II puro. Il fattore di intensità di tensione è riportato nell'equazione 13. Poiché in questa condizione $K_I = 0$, la tensione equivalente d'intaglio risulta calcolata secondo l'equazione 19, risulta:

$$\sigma_{eq}^{m} = \frac{-3K_{II}\cos^2\left(\frac{\theta}{2}\right)\sin\left(\frac{\theta}{2}\right)}{\sqrt{2\pi\rho}} \tag{20}$$

e quindi è possibile ottenere il primo SCF definito come:

$$K_t^m = \frac{\sigma_{eq}^m}{\sigma_n^m} \approx 0.23\sqrt{\frac{t}{\rho}} \tag{21}$$

L'apertura simmetrica flettente del giunto per l'azione di una forza F_Z determina un'apertura di Modo I coinvolgendo il SIF riportato nell'equazione 16. La tensione equivalente in equazione 19 diventa:

$$\sigma_{eq}^{z} = \frac{K_I\cos^3\left(\frac{\vartheta}{2}\right)}{\sqrt{2\pi\rho}} \tag{22}$$

Lo SCF per il momento dovuto a una forza F_Z è calcolabile secondo l'equazione 23:

$$K_t^Z = \frac{\sigma_{eq}^z}{\sigma_n^z} \approx 0.23\sqrt{\frac{t}{\rho}} \tag{23}$$

La *flessione* dovuta a un momento *M* è costituita da una flessione simmetrica e da una flessione antisimmetrica. Per mantenere la trattazione concisa, in questo elaborato si riportano unicamente l'espressione della tensione equivalente (Eq. 24) e il relativo fattore di concentrazione delle tensioni (SCF, Eq. 25) senza descrivere ulteriori termini presenti. Per una trattazione completa si rimanda alla consultazione della fonte originale [31].

$$\sigma_{eq}^{b} = \frac{K_I^N \cos^3\left(\frac{\theta}{2}\right) - 3K_{II}^N \cos^2\left(\frac{\theta}{2}\right)\sin\left(\frac{\theta}{2}\right)}{\sqrt{2\pi\rho}} + \frac{K_I^{Self} \cos^3\left(\frac{\theta}{2}\right)}{\sqrt{2\pi\rho}} \tag{24}$$

e infine, lo SCF per la flessione dovuta dal momento *M* è:

$$K_b^b = \frac{\sigma_{eq}^b}{\sigma_n^b} \tag{25}$$

A questo punto è possibile terminare la trattazione definendo la sollecitazione di intaglio del giunto saldato a punti secondo l'equazione 26, tenendo conto dei differenti carichi applicati e dei relativi fattori di concentrazione delle tensioni descritti fino a questo punto:

$$\sigma_k = K_t^m \cdot \frac{F}{\pi dt} + k_t^b \cdot \frac{6M}{\pi dt^2} + K_t^z \cdot \frac{3F_z}{\pi t^2} \tag{26}$$

3.3 Stress Strutturale: il Metodo di Rupp

Nel campo dell'ingegneria automobilistica, la previsione della vita a fatica dei giunti saldati a punti tramite i concetti della *meccanica della frattura lineare elastica* o della *teoria dell'intaglio* permette una rappresentazione più realistica dei meccanismi di danneggiamento, portando a stime più accurate della durata [31]. Tuttavia, questa maggiore precisione comporta un costo computazionale elevato.

I componenti automobilistici possono essere di dimensioni anche migliaia di volte superiori rispetto a quelle delle cricche o dei difetti locali, e ogni struttura può contenere diverse migliaia di punti saldati, come accennato in precedenza. Per queste ragioni, risulta impraticabile modellare ciascun giunto nel dettaglio, ad esempio utilizzando mesh raffinate o approcci ad alta risoluzione basati su modelli locali. L'industria fa ampio uso di approcci semplificati, noti come *metodi a sollecitazione strutturale* (S*tructural Stress Approaches*), che stimano le tensioni nei giunti a partire da grandezze globali – come forze e momenti – ottenute da modelli FEM a maglia grossa.

Questi metodi permettono di valutare il danneggiamento a fatica senza introdurre eccessiva complessità computazionale. Tuttavia, un limite importante è rappresentato dalla mancanza di informazioni sulla geometria locale del giunto e sull'effetto di concentrazione delle tensioni dovuto alla presenza del punto saldato stesso. Per colmare questo divario tra modellazione globale e comportamento locale, *Rupp et al*. ha sviluppato un metodo che consente di ricostruire la distribuzione delle tensioni sul perimetro del

punto saldato, combinando le forze e i momenti ottenuti dalla simulazione agli elementi finiti con un'equazione analitica che tiene conto della direzione del carico e della geometria del giunto. Il risultato è una stima più realistica delle tensioni critiche che agiscono nel punto di innesco della fatica.

In "*Computer-aided dimensioning of spotwelded automotive structures*" di *Rupp et al*. [32], viene introdotto il calcolo della tensione equivalente radiale come somma di tre contributi: sollecitazione di membrana dovuta a *forze di taglio* in piano, sollecitazione di flessione dovuta a *momenti flettenti* e sollecitazione di flessione dovuta a *forze di apertura* che agiscono perpendicolarmente al piano del punto di saldatura. Il valore è ottenuto dall'equazione che segue:

$$\sigma(\vartheta) = -\sigma_{max}(F_X)\cos\vartheta - \sigma_{max}(F_Y)\sin\vartheta + \sigma(F_Z) + \sigma_{max}(M_x)\sin\vartheta - \sigma_{max}(M_Y)\cos\vartheta \tag{27}$$

dove,

$$\sigma_{max}(Fx) = \frac{F_x}{\pi dt} \times SFFXY \times d^{DEFXY} \times t^{TEFXY} \tag{28}$$

$$\sigma_{max}(F_Y) = \frac{F_y}{\pi dt} \times SFFXY \times d^{DEFXY} \times t^{TEFXY} \tag{29}$$

$$\sigma(Fz) = \frac{1{,}744F_z}{t^2} \times SFFZ \times d^{DEFZ} \times t^{TEFZ}\ se\ F_z > 0, sennò = 0 \tag{30}$$

$$\sigma_{max}(Mx) = \frac{1{,}872M_x}{dt^2} \times SFMXY \times d^{DEMXY} \times t^{TEMXY} \tag{31}$$

$$\sigma_{max}(M_Y) = \frac{1{,}872M_y}{dt^2} \times SFMXY \times d^{DEMXY} \times t^{TEMXY} \tag{32}$$

In particolare, il parametro *t* rappresenta lo spessore della lamiera, mentre *d* indica il diametro del punto di saldatura. I coefficienti *SFFXY*, *SFFZ* e *SFMXY* fungono da moltiplicatori correttivi per modulare il contributo delle forze di taglio, delle forze normali e dei momenti flettenti, tenendo conto delle diverse condizioni di carico. I termini *DEFXY*, *DEFZ, DEMXY, TEFXY, TEFZ* e T*EMXY* sono invece utilizzati per includere l'effetto della geometria del giunto, in particolare in funzione del diametro della saldatura e dello spessore della lamiera. L'insieme di questi parametri è definito sulla base di una calibrazione empirica condotta a partire da dati sperimentali.

Risolvendo le sollecitazioni strutturali attraverso le equazioni 27-32 e utilizzando metodi di probabilità e di statistica che vedremo in seguito nel capitolo, si può ottenere la

distribuzione della durata delle sollecitazioni. Questi dati possono essere utilizzati per stabilire le curve di sollecitazione strutturale e di vita a fatica (S-N), che sono adatte per la previsione della vita delle strutture saldate a punti.

3.4 Diagramma di Wöhler, criterio tensione media FKM, danneggiamento (Miner)

Nel presente elaborato, le curve S-N che verranno mostrate in seguito, sono state ottenute combinando i *risultati sperimentali*, ovvero il numero di cicli alla rottura misurati tramite prove a fatica su provini saldati (come descritto nel primo capitolo), con le *tensioni equivalenti* calcolate mediante il *metodo di Rupp*, basato sui risultati dell'analisi FEM. Questo approccio consente di tenere conto in modo accurato dell'effetto combinato di forze assiali, tagli e momenti flettenti che agiscono nel punto saldato, fornendo una stima della sollecitazione meccanica ben più rappresentativa rispetto a un calcolo teorico su sezione ideale o a una valutazione semplificata. Le tensioni ottenute derivano infatti da un modello numerico che riproduce la configurazione del giunto e le condizioni di carico effettive, superando i limiti delle tensioni nominali. Le curve S-N costruite in questo modo risultano realistiche e specifiche per ciascuna configurazione analizzata, come ad esempio Lap Shear o Coach Peel, e possono successivamente essere corrette per includere *l'effetto della tensione media*, tramite l'impiego di diagrammi di Haigh o criteri come quello FKM. Le curve così ottenute costituiscono infine la base per la valutazione della durata a fatica e per l'applicazione della regola del *danneggiamento cumulativo* di *Miner*, che permette di stimare la vita utile del giunto sotto carichi variabili.

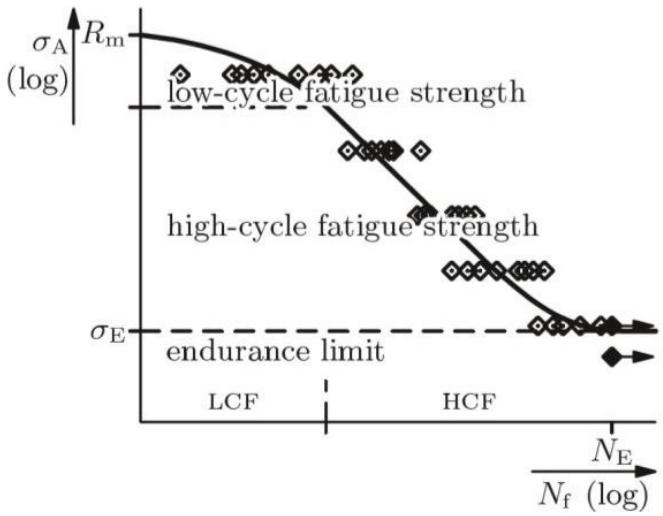


Figura 19 Curva S(tress)-N

La curva S-N, o curva di Wöhler, rappresenta la relazione tra la tensione ciclica applicata a un componente (S) e il numero di cicli a rottura (N). È uno strumento fondamentale nella progettazione a fatica e permette di stimare la vita utile di un componente soggetto a carichi variabili nel tempo. Generalmente viene tracciata in un

diagramma semi-logaritmico o logaritmico-logaritmico e lo sviluppo della fatica può essere suddiviso in funzione dei carichi. Per carichi elevati, confrontabili con la tensione di snervamento, si parla di fatica a basso numero di cicli (low-cycle fatigue strength) o fatica oligociclica. Il problema è affetto da elasto-plasticità e ciò determina un danneggiamento maggiore che porta a una durata minore di 10^3 cicli. Riducendo il carico la durata aumenta fino ad arrivare al *limite di fatica* o *endurance limit* dove le condizioni di carico determinano uno sviluppo dei difetti di rottura con velocità quasi nulla. La zona intermedia, nota come ad *alto numero di cicli* o *high-cycle fatigue strength,* dove la condizione di carico determina una sollecitazione di tipo elastico. Questa porzione della curva, (dove i carichi sono sufficientemente bassi da causare rottura in tempi relativamente lunghi), può essere efficacemente descritta mediante la relazione di Basquin (equazione 33). In scala logaritmica su entrambi gli assi (log-log), tale relazione assume l'andamento di una retta, evidenziando il comportamento di degrado lineare della resistenza a fatica in funzione del numero di cicli. I parametri della legge di Basquin dipendono dal materiale e dal tipo di sollecitazione, e vengono usualmente determinati tramite regressione sui dati sperimentali.

$$\sigma_A = \sigma_f'\left(2N_f\right)^{-a} \tag{33}$$

In presenza di Stress superiori a quello di snervamento, la tensione non è più una grandezza capace di identificare lo status del materiale (a un livello di tensione possono corrispondere livelli di deformazione diversa). È corretto parlare, quindi, di deformazione e curve S(train)-Durata. Trattando l'equazione di Basquin in termini di deformazione e aggiungendo il modello di Coffin-Manson per la regione a basso numero di cicli dove la plasticità è presente, è possibile ottenere una rappresentazione in termini di $\varepsilon_A - N_f$ di tutto il comportamento a fatica del materiale.

Per le finalità del presente elaborato, l'analisi a fatica viene condotta in termini di Stress–Durata, *considerando esclusivamente uno stato tensionale di tipo elastico lineare*. Questa scelta risulta coerente con l'approccio ingegneristico adottato, dove – salvo condizioni eccezionali – la rottura delle saldature a punti avviene per effetto di carichi ciclici inferiori al limite di snervamento del materiale base o del giunto saldato. In fase di progettazione, l'obiettivo è infatti quello di garantire una vita a fatica quanto più estesa possibile, mantenendo le sollecitazioni in un intervallo di sicurezza compatibile con la zona a elevata durata della curva S–N, prossima al cosiddetto endurance limit. In tale regime, il danneggiamento per fatica avviene molto lentamente. Questo approccio consente di semplificare l'analisi, evitando la necessità di modellare comportamenti plastici o non lineari nella zona del giunto, focalizzandosi sulla previsione della durata a fatica a partire da tensioni elastiche equivalenti.

Una curva S-N nasce sempre da prove eseguite con un rapporto di carico $R = \frac{\sigma_{min}}{\sigma_{max}}$ fissato, perché la presenza (o assenza) di tensione media influisce sensibilmente sulla vita

a fatica. Nella pratica sperimentale ci si riferisce tipicamente a $R = -1$ (carico completamente alternato,$\sigma_m = 0$) che fornisce la "curva base" della maggior parte dei database. Il *diagramma di Haigh* è uno strumento fondamentale per analizzare l'effetto della tensione media sulla resistenza a fatica di un materiale o di un componente. La zona sottostante alla curva tracciata nel diagramma[7] definisce l'insieme dei carichi ciclici accettabili per una determinata vita a fatica, mentre i punti al di sopra rappresentano condizioni potenzialmente pericolose. Diverse formulazioni teoriche (come quelle di Goodman, Gerber o Soderberg) definiscono nel diagramma i limiti di resistenza a fatica per combinazioni diverse di σ_a e σ_m.

Il *metodo FKM* recepisce questi concetti e li traduce in formule ingegneristiche operative, utili per correggere i valori di tensione alterna da confrontare con le curve S-N standard, solitamente definite per cicli completamente alternati.

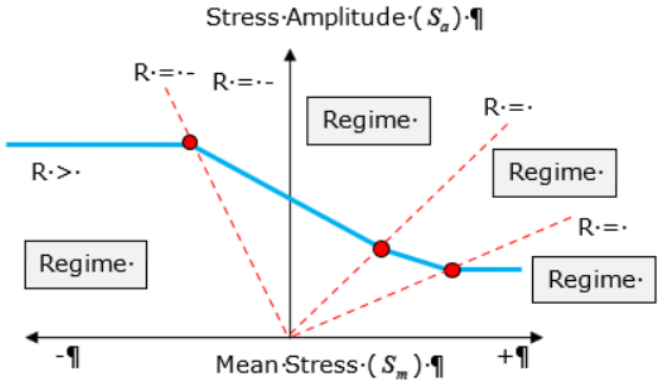


Figura 20 Diagramma di Haigh secondo il criterio FKM

Nel caso specifico dei cicli con R compreso tra 0 e 0.5 (Regime 3), viene utilizzata la seguente espressione:

$$S_e^A = (1 + M) \cdot \frac{S_a + \left(\frac{M}{3}\right) S_m}{1 + \frac{M}{3}} \tag{34}$$

dove S_e^A è la tensione alterna equivalente corretta, ottenuta combinando la reale tensione alterna S_a con la tensione media S_m, pesata in funzione del coefficiente M.

Dopo aver corretto la tensione alterna per tenere conto dell'effetto della tensione media mediante la relazione fornita dal metodo FKM, è possibile procedere alla valutazione della durata a fatica nel caso di carichi variabili. Quando un componente è soggetto a una sequenza di cicli con ampiezze diverse, non è sufficiente considerare una

[7] Il diagramma rappresenta un piano cartesiano in cui la tensione alterna (σ_a) è riportata in ordinata e la tensione media (σ_m) in ascissa.

singola sollecitazione, ma occorre stimare l'effetto cumulativo di tutti i cicli applicati nel tempo. A questo scopo viene utilizzata la *regola di Miner*, anche nota come ipotesi del danno lineare cumulativo, che permette di sommare gli effetti dei diversi livelli di carico in modo semplice e diretto. Secondo questo criterio, ogni ciclo consuma una frazione della vita utile del componente, proporzionalmente al numero di cicli applicati rispetto al numero massimo sopportabile per quell'ampiezza. Il danno totale viene espresso come:

$$D = \sum_{I=1}^{n} \frac{n_i}{N_i} \tag{35}$$

dove n_i è il numero di cicli effettivamente applicati per un certo livello di tensione, e N_iè il numero di cicli che il materiale può sopportare a quella stessa ampiezza, ottenuto dalla curva *S* - *N*. Quando la somma delle frazioni supera l'unità $(D \geq 1)$, si prevede la rottura per fatica. Questo approccio, pur nella sua semplicità, è ampiamente adottato nella pratica ingegneristica per la sua efficacia e facilità di implementazione, soprattutto nei casi in cui il carico variabile venga scomposto, ad esempio tramite il metodo di *Rainflow counting*, in blocchi equivalenti di cicli a diversa ampiezza. Sebbene la regola di Miner non consideri gli effetti di sequenza o di interazione tra i diversi cicli (e quindi sia in alcuni casi conservativa o non conservativa), rappresenta uno strumento standard e affidabile per la valutazione del danneggiamento cumulativo.

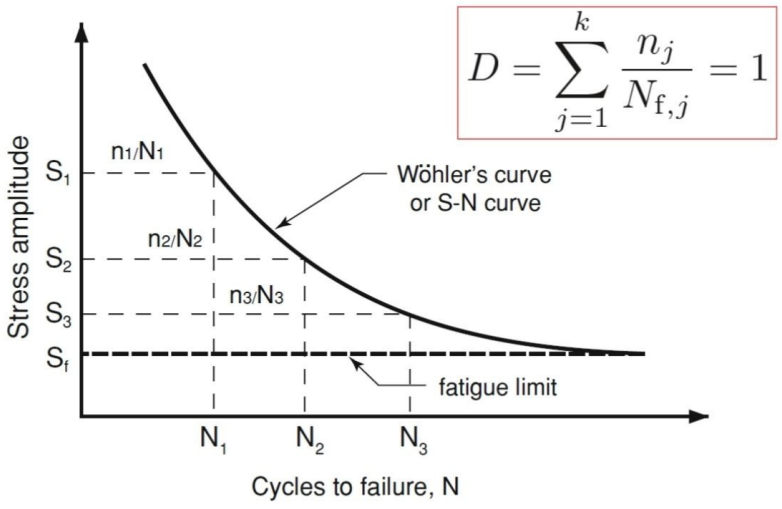


Figura 21 Il danneggiamento: Miner

3.5 Curve di probabilità: Distribuzione di Weibull

Dopo aver analizzato il fenomeno della rottura e aver introdotto le curve S-N come strumento per rappresentare la durata a fatica dei materiali, è importante fare un passo ulteriore nella comprensione del comportamento reale dei componenti. La rottura per fatica, infatti, non dipende unicamente dal livello di carico applicato, ma è influenzata anche da molteplici fattori intrinseci e variabili del materiale, come micro-difetti, inclusioni, disomogeneità strutturali, e condizioni locali di fabbricazione o esercizio. Queste incertezze introducono una naturale dispersione nei risultati sperimentali e rendono il fenomeno della rottura di *natura probabilistica*. Per questo motivo, le curve S - N deterministiche non sono sempre sufficienti a descrivere in modo completo il rischio di rottura, soprattutto in applicazioni critiche. È quindi opportuno affiancare alla rappresentazione classica una valutazione statistica, che consenta di stimare la probabilità di guasto in funzione della durata. La figura 22 riporta un esempio di curva S-N accompagnata da curve di probabilità. Di norma si rappresenta un'unica curva corrispondente a una probabilità di rottura del 50 %. Per ogni livello di carico è possibile rappresentare una curva di densità di probabilità che descrive la distribuzione dei risultati. Una curva di densità molto piatta evidenzia una forte variabilità nei risultati e la previsione del numero di cicli a rottura diventa meno precisa.

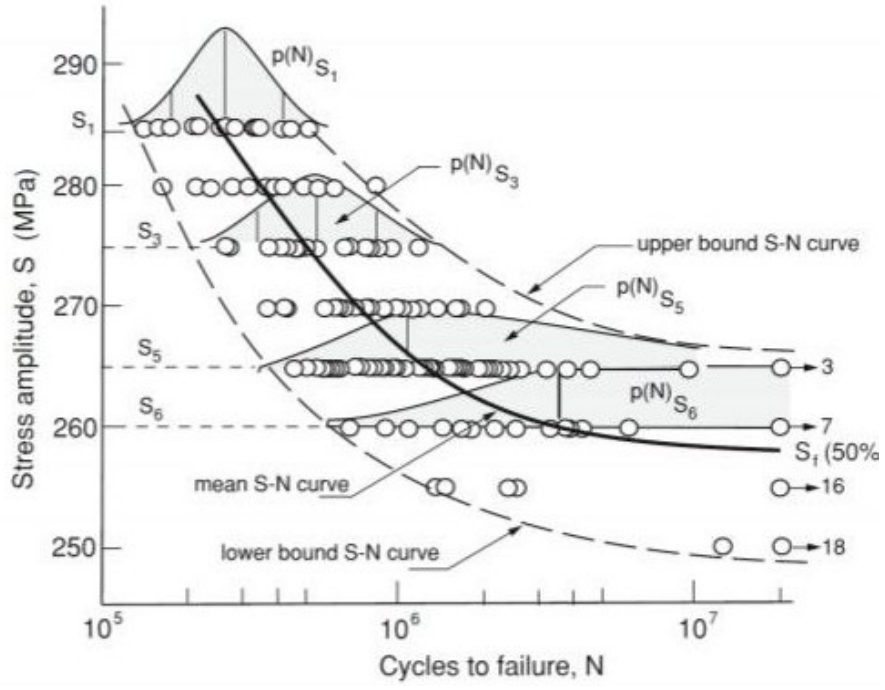


Figura 22 Curva S-N: densità di probabilità

La *distribuzione di Weibull* rappresenta uno strumento potente e ampiamente utilizzato per modellare questa variabilità, permettendo di associare a ogni durata un certo livello di affidabilità o, viceversa, di rischio di rottura.

La funzione di distribuzione cumulata di Weibull (CDF) è definita come:

$$F(t) = 1 - e^{-\left(\frac{t}{\eta}\right)^{\beta}} \tag{36}$$

dove, $F(t)$ è la probabilità cumulativa di guasto entro il tempo/ciclo *t*, η è un parametro di scala e β è un parametro di forma che definisce la pendenza della curva e quindi la dispersione del fenomeno.

La funzione di affidabilità (Reliability Function) associata è:

$$R(t) = 1 - F(t) = e^{-\left(\frac{t}{\eta}\right)^{\beta}} \tag{37}$$

e rappresenta la probabilità che un componente non fallisca fino al tempo (o cicli) t.

Per adattare la distribuzione ai dati sperimentali, si applica la linearizzazione del modello attraverso la trasformazione:

$$Y = ln\left(ln\left(\frac{1}{1 - MR}\right)\right), \qquad X = ln(t) \tag{38}$$

Tramite il calcolo del *Median Rank* $MR = \frac{i-0,3}{N+0,4}$ (formula di Bernard), si associa a ciascun dato sperimentale un valore di probabilità cumulativa.

Il grafico ottenuto in coordinate *XY* consente di rappresentare una retta di regressione, la cui equazione consente di ottenere i parametri fondamentali per il calcolo della probabilità: la pendenza della retta fornisce direttamente il parametro β, mentre l'intercetta permette di ricavare η come:

$$\eta = e^{\frac{intercetta}{\beta}} \tag{39}$$

Una volta noti i parametri β e η, è possibile calcolare la probabilità di rottura per qualsiasi numero di cicli, inclusa la durata a cui corrisponde una probabilità del 50% (ovvero $F(t)$=0,5) tramite software comuni come *Matlab* o *Excel* (sfruttando la formula =Weibull$(cycle, \beta, \eta, TRUE)$. Questo valore viene spesso assunto come riferimento per la "vita mediana" del componente e consente di arricchire le curve S-N con una dimensione probabilistica, fondamentale in contesti ingegneristici dove la sicurezza e l'affidabilità devono essere quantificate.

3.5.1 Calcolo curva di probabilità per CP (1,5 mm-Materiale A-12,5 % · F_{rif})

Si conclude il sottocapitolo sulla probabilità, mostrando un esempio di calcolo. Analizzando i risultati ottenuti dall'analisi sperimentale a fatica mostrata nel capitolo 2, si riscontrano per la configurazione Coach Peel, ottenuta con provini di spessore 1,5 mm in Materiale A e sottoposta a un carico di 12,5 · F_{rif}, durate in cicli pari a:

Tabella 10 Durata in cicli per CP (1,5 mm-Materiale A-12,5 % · F_{rif})

Carico [% · F_{rif} in N]	Durata [Numero di cicli]
12,5	1886
12,5	2446
12,5	2536

Tramite la formula di Bernard, è possibile calcolare il *Median Rank*, dopo aver disposto le durate in ordine crescente. Successivamente, tramite l'espressione 38, è possibile calcolare i logaritmi naturali e quindi le coordinate XY per l'ottenimento del diagramma in figura 23.

Tabella 11 Median Rank e coordinate XY

Durata [Numero di cicli]	Ordine	*Median Rank*	*X*	*Y*
1886	1	0,21	7,54	-1,47
2446	2	0,50	7,80	-0,37
2536	3	0,79	7,84	0,46

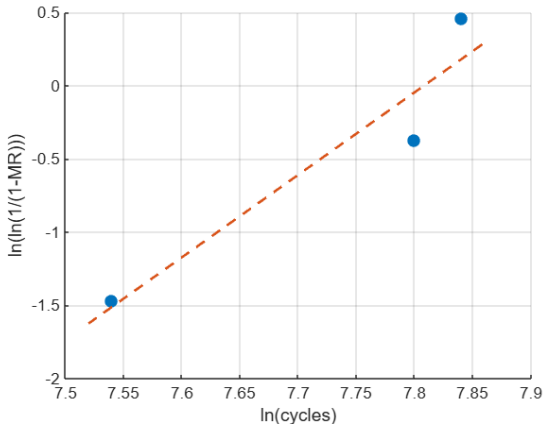


Figura 23 Linearizzazione Probabilità di Weibull

Dal grafico, si ottengono i parametri necessari per il calcolo della probabilità di rottura e riportati nella tabella sottostante:

Tabella 12 Parametri di forma e scala di Weibull

β	$Intercetta$	η
5,66	44,19	2462

Tramite l'espressione =Weibull$(cycle, \beta, \eta, TRUE)$ di Excel è possibile calcolare la probabilità di rottura per ogni ciclo ottenuto. In particolare, si ottiene il numero di cicli per il quale si ha una probabilità di rottura pari al 50%. La tabella sottostante riporta il Failure Rate $F(t)$ per l'esempio riportato.

Tabella 13 Failure Rate del 50% per l'esempio rappresentato

Durata [Numero di cicli]	Failure Rate F(t)
1886	0,199
2446	0,619
2536	0,693
2308	0,5

Allo stesso tempo, tramite l'espressione =Weibull(cycle,β,η,FALSE) di Excel è possibile ottenere la densità di probabilità di rottura. La figura 24 riporta il grafico ottenuto.

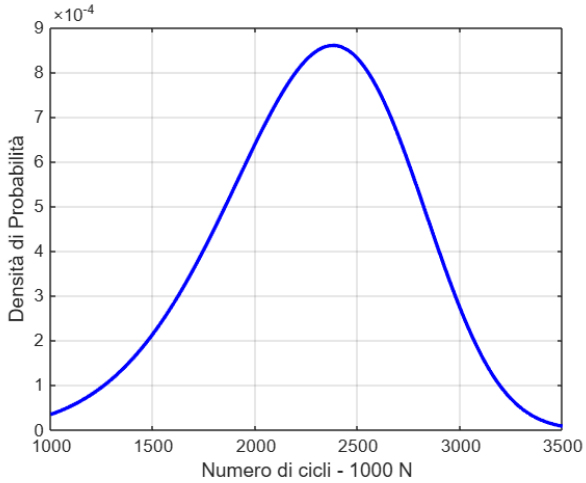


Figura 24 Densità di probabilità di Weibull

4 Durata a fatica: correlazione numerico - analitica

Dopo aver introdotto i principali approcci teorici alla fatica e aver valutato la durata dei giunti saldati tramite prove sperimentali, si passa ora alla fase conclusiva dell'analisi: la simulazione numerica applicata alle configurazioni reali. Questo capitolo è dedicato alla modellazione FEM di provini saldati in configurazione Lap Shear e Coach Peel, e al confronto tra i risultati ottenuti numericamente e quelli analitici, con particolare attenzione alla stima delle tensioni equivalenti e alla capacità dell'elemento saldatura di trasmettere forze e momenti.

Le simulazioni sono state condotte utilizzando il risolutore *Optistruct*, adottando una rappresentazione semplificata del punto di saldatura mediante elemento *CWELD*. In ambiente Optistruct esistono diverse possibilità per la modellazione di una saldatura a punti. Tra le più comuni si trovano i collegamenti punto-punto (CROD, CBAR, CBEAM), che offrono una rappresentazione semplificata, ma inadatta a cogliere gli effetti tridimensionali e le flessioni. In alternativa, l'elemento CWELD è espressamente progettato per rappresentare connessioni saldate, trasmettendo forze e momenti e consentendo l'estrazione diretta delle componenti necessarie per calcoli strutturali e a fatica. Un ulteriore livello di dettaglio può essere ottenuto mediante l'Area Contact Method (ACM), in cui il contatto tra le superfici viene simulato attraverso la definizione esplicita di interazioni superficiali, permettendo una modellazione locale più fedele, ma a fronte di un incremento della complessità numerica. Nel presente elaborato, si è scelto di adottare l'elemento CWELD, per la sua ottima combinazione tra semplicità implementativa, fedeltà fisica e possibilità di applicazione diretta del metodo di Rupp per la valutazione a fatica. Le configurazioni simulate ricalcano fedelmente i provini sperimentali presentati nei capitoli precedenti.

Come discusso nel Capitolo 3, il metodo di Rupp consente una stima efficace delle tensioni equivalenti senza la necessità di modellare gli effetti locali del giunto o la propagazione esplicita di cricche. Contemporaneamente, l'elemento CWELD in Optistruc rappresenta una semplificazione significativa del punto di saldatura, in quanto connette geometricamente due superfici o punti senza tenere conto dei differenti comportamenti meccanici e delle caratteristiche microstrutturali delle zone HAZ, FZ e BM analizzate nel Capitolo 1. Questa semplificazione sfuma e diventa indispensabile nei modelli numerici complessi realizzati spesso con mesh grossolane.

Il capitolo si articola in tre sezioni:

1. *Modellazione in Optistruct*: rappresentazione della geometria e dei materiali dei provini; creazione del punto saldato tramite elemento CWELD; impostazione dei vincoli e dei carichi coerenti con le prove sperimentali; le card utilizzare per l'estrazione di forze/momenti

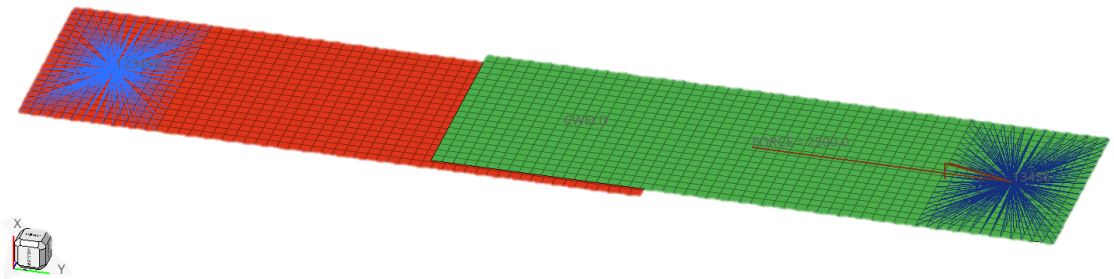
2. *Analisi a fatica con FATIGUE PM di Optistruc*: impostazione delle card per il calcolo della tensione equivalente tramite metodo di Rupp e ottenimento del danno calcolato in base a parametri di fatica impostati,
3. *Correlazione analitico-numerica*: considerazioni su forze e momenti sviluppati e confronto tra i risultati.

L'obiettivo finale è conoscere lo stato tensionale nelle posizioni *Sheet* e *Nugget* della saldatura in modo tale da correlarlo con le prove sperimentali ottenute in termini di *Forza - Durata* e ricostruire le curve di Wöhler per il materiale saldato.

4.1 Modellazione in Optistruc

La modellazione è stata realizzata tramite *HyperMesh 2022* utilizzando interfaccia Optistruct. L'analisi di tipo Lineare Statica è stata realizzata modellando i provini con elementi bidimensionali di tipo *Shell* con associata la proprietà *PShell* che riporta lo spessore del provino e il materiale. Questa scelta permette di ottenere un modello più efficiente dal punto di vista computazionale, mantenendo una buona accuratezza nella rappresentazione delle deformazioni flessionali e nel calcolo delle sollecitazioni. I provini, nella configurazione Lap Shear e Coach Peel, sono stati modellati secondo quanto fatto nell'analisi sperimentale e riportato nelle figure 11 e 25.

I vincoli sono stati applicati ai due componenti, rispettivamente lamina inferiore e superiore. Nell'estremità della lamina inferiore (lamiera rossa per Lap Shear e ciano per Coach Peel in figura sottostante) è stato realizzato un vincolo con elementi rigidi RBE2 tramite un nodo posto al centro della zona di vincolo e tutti quelli presenti intorno. Il nodo centrale è bloccato in tutti i gradi di libertà (123456) per impedire sia traslazioni che rotazioni e grazie agli elementi rigidi RBE2 ciò è trasmesso anche ai nodi vicini. In questo modo si riesce a rappresentare un blocco rigido senza concentrare la tensione su pochi nodi e permettere una distribuzione omogenea delle reazioni, simulando un morsetto o una piastra rigida nella realtà.



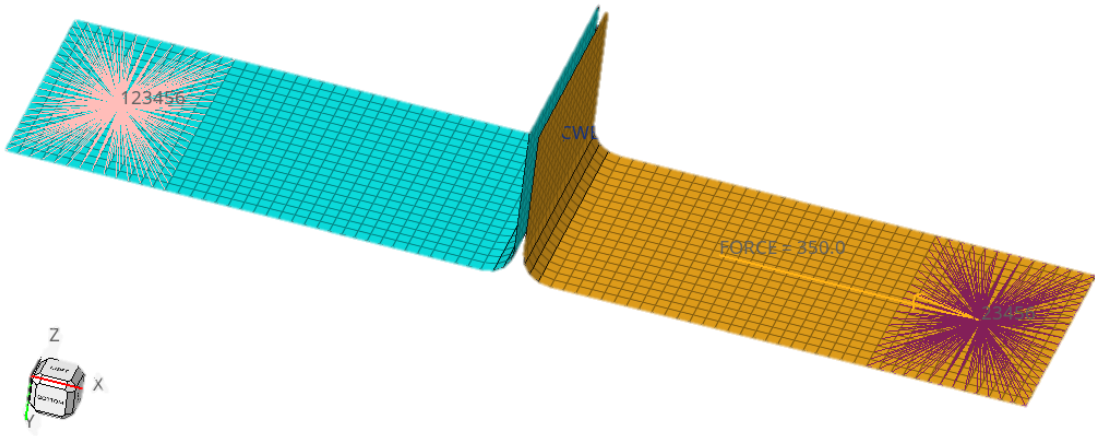


Figura 25 Modello configurazione LS e CP in Hypermesh 2022

Anche per il componente "Lamina Superiore", colorato in verde nella configurazione Lap Shear e in marrone in quella Coach Peel, la zona di vincolo è stata modellata mediante elementi rigidi RBE2. Inoltre, il nodo centrale è stato vincolato bloccando i gradi di libertà 13456 nella configurazione Lap Shear e 23456 in quella Coach Peel. In questo modo il modello è in grado di simulare la prova sperimentale statica e di fatica con rapporto di carico $R = 0{,}1$. La forza applicata dalla macchina è stata simulando applicando una forza F nel nodo centrale del vincolo nella lamina superiore di modulo pari a quella adottata a livello sperimentale e direzione (0,1,0) in Lap Shear e (1,0,0) in Coach Peel.

La simulazione della prova *Quasi-Statica* è stata realizzata senza imporre una forza bensì uno spostamento noto nel nodo del vincolo superiore. Tramite la *Card SPCF* è stata registrata la forza in corrispondenza del vincolo superiore, al fine di ottenere una rappresentazione grafica su un diagramma Carico – Spostamento.

Nel presente modello, la saldatura a punto è stata realizzata utilizzando un elemento CWELD, specificamente progettato per rappresentare connessioni tra due superfici mediante elementi 1D rigidi capaci di trasmettere forze e momenti nei sei gradi di libertà. L'elemento CWELD utilizzato ha la seguente definizione:

Tabella 14 Definizione Cweld

CWELD	*EWID*	*PWID*	*TYP*	*GA*	*GB*
	SHIDA	*SHIDB*			

dove, *EWID* è il numero di identificazione dell'elemento, *PWID* è il numero di identificazione della proprietà associata all'elemento e *TYP* è la stringa che riporta come la connessione è definita e può essere GRIDID (connessione definita tramite GA e GB), ELEMID (indica che la connessione è definita tramite elementi Shell SHIDA e SHIDB) e ALIGN (indica che la connessione è definita tra due punti della griglia del vertice della shell). *GA* e *GB* rappresentano i numeri di identificazione della griglia dei punti di contatto sulla superficie A e sulla superficie B, rispettivamente mentre *SHIDA* e *SHIDB* sono i numeri di identificazione degli elementi shell che definiscono le estremità di saldatura A e B, rispettivamente. In conclusione, quando TYP è ELEMID, viene definita una connessione point to patch, da GS a SHIDA, oppure una connessione patch to patch, da SHIDA a SHIDB. SHIDA e SHIDB devono essere numeri di identificazione dell'elemento shell validi.

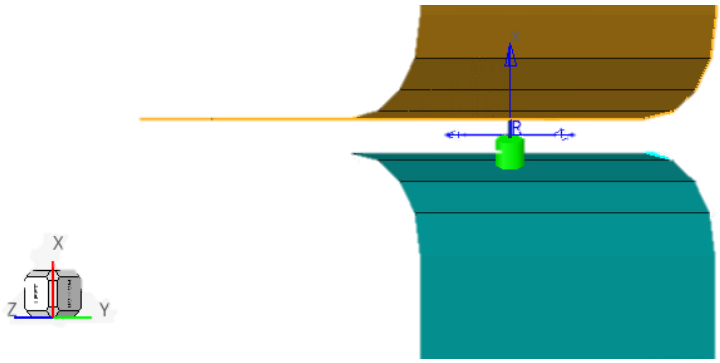


Figura 26 Sistema coordinate locali del Cweld in CP

Come esempio, la tabella 15 riporta il codice sviluppato per realizzare il CWELD nella configurazione CP.

Tabella 15 Codice di definizione Cweld in CP

CWELD	*24707*	*2*	*ELEMID*	*22764*	*22765*
	22828	*23835*			

In particolare, l'elemento CWELD è il numero 24707 ed è caratterizzato dalla proprietà di ID numero 2. La connessione avviene tra l'elemento Shell numero 22828 appartenente alla lamina inferiore e il 23838 della lamina superiore, nello specifico, tra i nodi 22764 e 22765 nei rispettivi elementi. Definire correttamente ed essere consapevoli di come viene eseguita la connessione tra le superfici è importante perché determina il sistema di *riferimento locale* dell'elemento 1D. Il manuale di Altair relativo all'elemento CWELD riporta che: "*l'asse x dell'elemento punta da GA a GB. L'asse y dell'elemento si trova sul piano creato dall'asse x dell'elemento e la componente più piccola dell'asse x dell'elemento è il sistema di coordinate di base ed è ortogonale all'asse x dell'elemento. L'asse z dell'elemento è il prodotto incrociato dell'asse x e dell'asse y dell'elemento.*"

La figura 26 riporta l'elemento CWELD per la connessione tra shell nella configurazione CP. È evidente che, se il nodo 22764 (*GA*) appartiene alla lamina inferiore (colore ciano) e il nodo 22765 (*GB*) appartiene alla lamina superiore (colore marrone), il sistema locale sarà orientato con asse X in direzione GA-GB come in figura. La modellazione del CWELD è stata eseguita in modo tale da disporre il sistema locale e globale concordi tra loro e con quello utilizzato per il calcolo delle tensioni con il Metodo di Rupp, in modo tale da facilitare i calcoli. Ciò è possibile grazie alla semplicità del modello.

La proprietà PWELD ($ID = 2$) consente di definire le proprietà della connessione secondo quanto riportato nella tabella seguente.

Tabella 16 Definizione PWELD

PWELD	*PID*	*MID*	*D*	*MSET*	*TYPE*
	DTAB	*TID*			

In breve, si associano all'elemento di connessione il materiale tramite il relativo *ID*, il diametro definendo una *beam section* (di tipo ROD e definendo il diametro D) e il tipo di connessione tra *SPOT* e generale. Scegliendo una connessione di tipo *SPOT* la lunghezza effettiva dell'elemento è impostata secondo $L_e = {}^1/_2 \cdot (t_a + t_b)$, dove t_a *e* t_b rappresentano rispettivamente gli spessori degli shell A e B, invece che la distanza effettiva tra *GA* e *GB*.

Forze e momenti sono output espressi secondo il sistema di coordinate dell'elemento. In particolare, il carico a cui è soggetto l'elemento è distinto per gli estremi GA e GB secondo la convenzione riportata in figura 27.

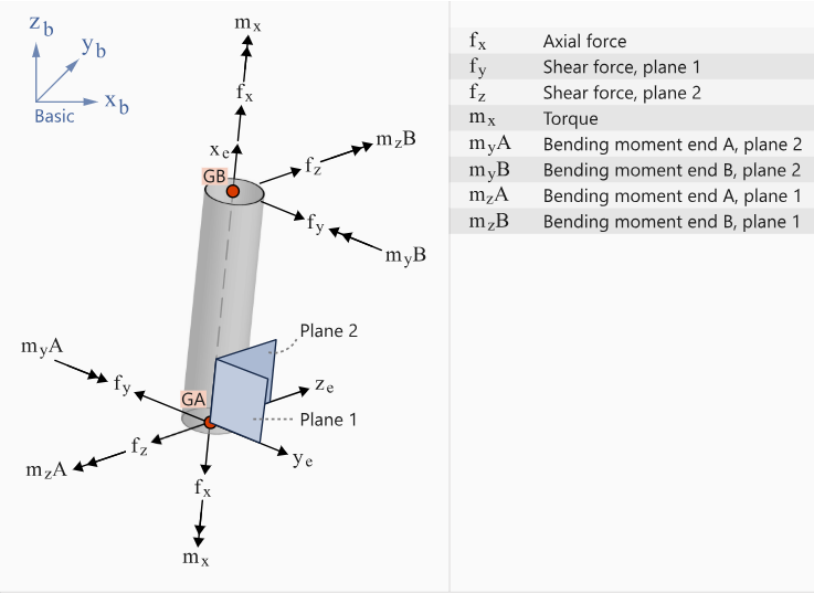


Figura 27 Convenzione su forze e momenti in output dal CWELD

È possibile estrarre l'output in termini di forze e momenti dal CWELD attraverso l'impostazione di una *CARD ELFORCE(OPTI, DIRECT)* che fornisce una tabella in formato OPTI come quella sottostante.

Tabella 17 Output card ELFORCE CWELD

ELEMENT FORCE(WELD) [REAL]								
WELD #	BEND-MZ-A	BEND-MY-A	BEND-MZ-B	BEND-MY-B	SHEAR-FY	SHEAR-FZ	AXIAL-FX	TORQUE-MX

Le componenti positive indicano che la forza o il momento è concorde con la direzione definita dagli assi locali (x, y, z) con il verso indicato nella convenzione grafica adottata da Optistruct in figura 27. Questi valori sono adottati per il calcolo della tensione equivalente.

In questo elaborato, il calcolo della tensione equivalente con il metodo di Rupp a partire da forze e momenti segue la metodologia proposta nella modulistica di *Altair* basata sulla pubblicazione di *Rupp et al.*

L'analisi della fatica per le saldature a punti prevede l'esame della saldatura in tre punti distinti posti in corrispondenza dei piani centrali delle due lamiere nei punti di attacco dell'elemento CWELD (*GA* e *GB*) e al centro della pepita. Le forze e i momenti trasversali in ciascuno dei tre punti vengono determinati e utilizzati per calcolare le sollecitazioni corrispondenti.

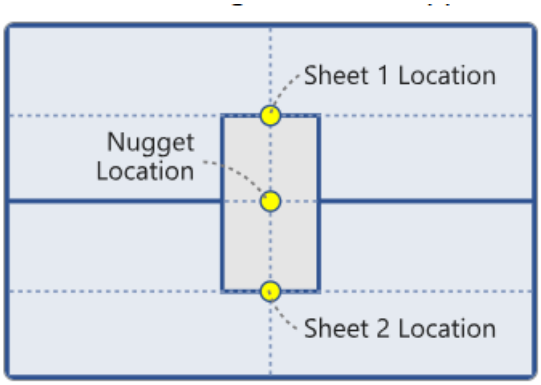


Figura 28 Posizionamento punti per il calcolo delle tensioni in uno Spotweld (Altair)

In particolare, la *Sheet location 1* è identificata dalla definizione del nodo *GA* mentre la *Sheet location 2* dal nodo *GB*. Il sistema di riferimento per il calcolo della tensione equivalente in corrispondenza dei tre punti segue quello indicato nella figura 29, dove l'asse *x* è quello normale alla superfice dell'elemento shell mentre la sezione della saldatura giace nel piano individuato dagli assi *y z*.

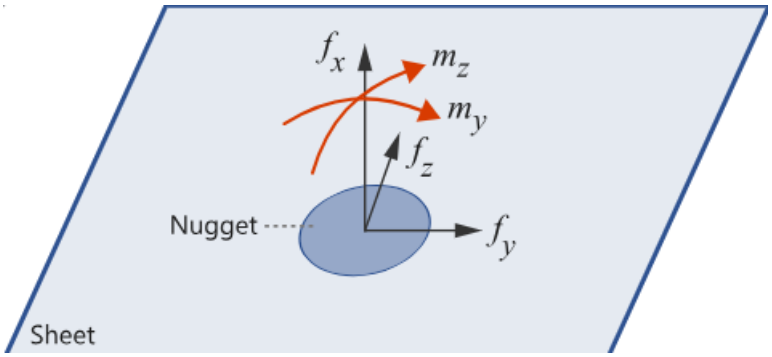


Figura 29 Sistema coordinate per il metodo di RUPP

La tensione radiale è calcolata in funzione dell'angolo ϑ in corrispondenza dei punti GA e GB secondo l'espressione 40, tenendo in considerazione la storia di carico temporale.

$$\sigma(\vartheta) = -\sigma_{max}(f_y)\cos\vartheta - \sigma_{max}(f_z)\sin\vartheta + \sigma(f_x) - \sigma_{max}(m_y)\sin\theta - \sigma_{max}(m_z)\cos\vartheta \quad (40)$$

Le componenti parziali sono calcolate come:

$$\sigma_{max}(f_y) = \frac{f_y}{\pi DT} \quad (41)$$

$$\sigma_{max}(f_z) = \frac{f_z}{\pi DT} \quad (42)$$

$$\sigma(f_x) = \kappa\left(\frac{1{,}744 f_x}{T^2}\right) se\ f_x > 0, altrimenti\ pari\ a\ 0 \quad (43)$$

$$\sigma_{max}(m_y) = \kappa\left(\frac{1{,}872 m_y}{DT^2}\right) \quad (44)$$

$$\sigma_{max}(m_z) = \kappa\left(\frac{1{,}872 m_z}{DT^2}\right) \quad (45)$$

D rappresenta lo spessore della saldatura, T lo spessore del provino e κ è calcolato secondo l'espressione $\kappa = 0.6\sqrt{T}$. Il termine $\sigma(f_x)$ rappresenta lo sforzo assiale generato da trazione lungo l'asse del CWELD, ed è considerato solo se positivo (trazione). Se è in compressione ($f_x < 0$), si assume che non contribuisca alla propagazione a fatica e viene

annullato. Si calcola $\sigma(\vartheta)$ per ogni angolo ϑ (tra 0° e 360°) e si seleziona la tensione massima per la verifica a fatica.

Assumendo che il *nugget* si comporti come un cilindro pieno soggetto a carichi è possibile fare un'ipotesi semplificata che consente di descrivere lo stato tensionale attraverso relazioni analitiche derivate dalla meccanica dei solidi cilindrici. In corrispondenza del centro dell'elemento CWELD denominato *Nugget Location*, le sollecitazioni *principali massime assolute* sono calcolate utilizzando la sollecitazione di taglio e la sollecitazione di flessione dell'elemento trave in funzione di ϑ per ogni punto della storia di carico-tempo come:

$$\tau(\vartheta) = \tau_{max}(f_y)\sin\vartheta + \tau_{max}(f_z)\cos\vartheta \tag{46}$$

$$\sigma(\vartheta) = \sigma(f_x) - \sigma_{max}(m_y)\sin\vartheta - \sigma_{max}(m_z)\cos\vartheta \tag{47}$$

Dove i termini all'interno sono calcolabili secondo:

$$\tau_{max}(f_y) = \frac{16 f_y}{3\pi D^2} \tag{48}$$

$$\tau_{max}(f_z) = \frac{16 f_z}{3\pi D^2} \tag{49}$$

$$\sigma(f_x) = \frac{4 f_x}{\pi D^2}\ se\ f_x > 0, altrimenti\ pari\ a\ 0 \tag{50}$$

$$\sigma_{max}(m_y) = \frac{32 m_y}{\pi D^3} \tag{51}$$

$$\sigma_{max}(m_z) = \frac{32 m_z}{\pi D^3} \tag{52}$$

4.2 Analisi a fatica con *FATIGUE PM* di Optistruct

La procedura di calcolo mostrata nel paragrafo 4.1 prevede l'estrazione delle forze e momenti generati nel CWELD e il calcolo in post-procesing della tensione equivalente tramite le formule 40-52. Nella versione 2022 di HyperMesh, è stato introdotto il modulo *FatiguePM (Fatigue Process Manager)*, uno strumento dedicato all'automatizzazione dell'analisi a fatica di componenti saldati. Tra le sue funzionalità principali, il modulo consente l'applicazione diretta del metodo di Rupp su modelli contenenti elementi CWELD, estraendo automaticamente le componenti di carico (forze e momenti) e calcolando la tensione equivalente radiale $\sigma(\vartheta)$ sul bordo del punto saldato e in corrispondenza del nugget.

Il processo di calcolo prevede i seguenti passaggi:

1. Selezione automatica del CWELD da analizzare;
2. Estrazione delle forze e dei momenti nei sistemi di riferimento locali degli elementi;
3. Calcolo della tensione equivalente radiale $\sigma(\vartheta)$ secondo il metodo di Rupp, per ciascun CWELD;
4. Confronto con curve $S-N$ specifiche per materiale e modalità di rottura (Lap Shear o Coach Peel);
5. Valutazione del danno cumulativo e della durata a fatica mediante la regola di Miner.

Questa procedura automatica consente di ridurre i tempi e gli errori tipici delle elaborazioni manuali. Nel presente lavoro, tale strumento è stato utilizzato per verificare i risultati ottenuti tramite calcolo manuale del metodo di Rupp e come alternativa, consentendo una valutazione indipendente e automatizzata della durata a fatica per ciascun punto saldato del modello.

Tabella 18 Fatigue Setup

Fatigue LoadStep	➔ FATSEQ	➔ FATEVNT	➔ FATLOAD
	➔ FATPARM	➔ Damage Type - SN	➔ SPWLD-Rupp Method
	➔ FATDEF	➔ Proprietà PFATSPW	
	➔ MAT1	➔ MATFAT	

Dopo aver completato l'analisi statica del modello contenente gli elementi CWELD, si accede al modulo FatiguePM selezionando l'opzione Spot Weld Fatigue. Il primo passaggio consiste nella definizione del Fatigue LoadStep (vedi tabella 18 per il setup), che collega i risultati dell'analisi statica (linear static subcase) alla sequenza di carico ciclico. Tale collegamento viene realizzato attraverso le card FATLOAD, FATEVNT e FATSEQ, che associano rispettivamente la subcase statica, l'evento di carico (con il relativo numero di cicli) e la sequenza ciclica, eventualmente definita tramite una TABFAT per specificare i livelli di carico e il rapporto di carico (R-ratio). Successivamente si procede con l'impostazione dei parametri di calcolo tramite la card FATPARM, dove viene selezionato il tipo di danno SN (stress–number of cycles), il Mean Stress Correction Method (metodo di correzione della tensione media) e le impostazioni per l'applicazione del metodo di Rainflow. Inoltre, viene specificato il metodo RUPP, che attiva la routine interna per il calcolo della tensione equivalente radiale $\sigma(\vartheta)$, l'opzione sulla correzione in base allo spessore e il numero di angoli ϑ per il calcolo dello Stress. I dati sulla fatica relativi al materiale possono essere inseriti in MATFAT specificando il valore di $SRI1\ e\ b_1$ (secondo legge di Basquin) per lo Sheet 1,2 e il nugget.

In questo modo, data la tensione calcolata, il risolutore fornirà il valore del danno ottenuto in corrispondenza dei tre punti analizzati in base al numero di cicli impostato e al profilo di carico. Inoltre, richiedendo tramite la $CARD\ RNFLOW(OPTI) = ALL$ è possibile sapere in automatico la tensione alterna, la tensione alterna corretta secondo il metodo di correzione media scelto, la tensione media e il danno associato a un ciclo. A questo punto la procedura è conclusa.

4.3 Correlazione numerico-analitica

Dopo aver descritto nel dettaglio sia la procedura manuale di calcolo della fatica mediante il metodo di Rupp, sia la sua implementazione automatica tramite il modulo *FatiguePM* di *HyperMesh 2022,* si introduce ora la fase conclusiva dell'analisi*: la correlazione tra le forze e i momenti agenti nel CWELD e le tensioni equivalenti calcolate sia analiticamente sia numericamente attraverso Optistruct*. Questo confronto consente di valutare lo stato tensionale effettivo all'interno del punto saldato e la relativa risposta a fatica, mettendo in luce le differenze derivanti dall'approccio agli elementi finiti rispetto all'impostazione teorica.

In particolare, vengono confrontati i valori di forze e momenti ottenuti dai modelli numerici — *sia in presenza che in assenza di contatto tra le lamiere* — con quelli ricavati analiticamente, al fine di analizzare l'influenza delle condizioni al contorno e delle semplificazioni geometriche. A partire da queste componenti, si procede al calcolo della tensione radiale equivalente $\sigma(\vartheta)$ secondo il metodo di Rupp, così da verificare la

coerenza tra i diversi approcci e comprendere come le scelte di modellazione influenzino le previsioni sulla vita a fatica del giunto saldato.

Nella configurazione *Lap Shear*, due lamiere sovrapposte sono connesse tramite una saldatura a punto come rappresentato in figura 25. È possibile definire un sistema di riferimento in corrispondenza del centro (*nugget*) dell'elemento CWELD caratterizzato da direzione *x* assiale alla saldatura (verso da GA a GB) e piano *y – z* nella sezione dello spot weld come introdotto precedentemente nel metodo di Rupp e riportato in figura 29. Immaginando di applicare in corrispondenza della lamina superiore una forza F_y diretta lungo la direzione positiva dell'asse *y* (0,1,0*), dal punto di vista analitico*, sulla base della configurazione ci si attende che:

1. La componente principale trasmessa al CWELD sia la *forza di taglio* F_y, che agisce parallelamente al piano delle lamiere;
2. La presenza di eccentricità verticale $2 \cdot c$ tra i baricentri delle due lamiere genera un momento flettente pari a $M_z = F_y \cdot c$, dove c è pari alla distanza tra il punto in corrispondenza dello sheet (GA o GB) e il centro del CWELD, quindi $c = \frac{T}{2}$;
3. La componente assiale F_x sia nulla, poiché non vi è trazione lungo l'asse del CWELD, così come F_Z in condizioni perfettamente simmetriche;
4. Componenti M_x e M_y anch'esse nulle.

La condizione di carico a cui è soggetto l'elemento CWELD in corrispondenza di un estremo si compone quindi di due sole componenti, una forza e un momento, ed è quindi quella prevista in [31] e precedentemente descritta dalla figura 18.

Facendo riferimento alle prove sperimentali riportate nel Capitolo 2, relative alla configurazione Lap Shear e condotte con un rapporto di carico $R = 0{,}1$, sono stati applicati sei livelli di carico massimo, espressi in percentuale rispetto a un valore di riferimento condiviso anche con la configurazione Coach Peel. Sulla base di tali condizioni, i valori di forza F_y e momento M_{zB} previsti a livello analitico nel nodo *GB* dei provini di spessore *1,5 mm* sono quelli riportati nella tabella sottostante numero 19.

Tabella 19 Forze e Momenti % - Lap Shear 1,5 mm - Analitico

Carico applicato $[\% \cdot F_{rif}\ in\ N]$	100	81,3	43,8	31,3	28,1	25
F_y $[\% \cdot F_{rif}\ in$ N]	100	81,3	43,8	31,3	28,1	25
$M_{zB}[\% \cdot F_{rif}$ in Nmm]	-75	-60,1	-32,8	-23,4	-21,1	-18,8

Questi valori costituiscono il riferimento teorico per il confronto successivo con i risultati ottenuti tramite simulazione numerica FEM (Optistruct) e sono indispensabili per il calcolo della tensione equivalente radiale che vedremo in seguito.

Si presentano ora i risultati ottenuti dal modello FEM sviluppato in ambiente *Optistruct* per la configurazione Lap Shear e introdotto nel paragrafo 4.1. L'analisi è stata condotta considerando due condizioni di contatto: assenza di interazione tra le superfici delle lamiere (modello semplificato) e presenza di contatto (modello più realistico). Il modello numerico consente di ottenere una visione più realistica e dettagliata della realtà, andando a considerare anche le componenti di carico trascurate nella modellazione analitica.

In particolare, prendendo come *esempio il carico* applicato lungo *y* pari a *28,1 % del riferimento* nel modello agli elementi finiti *senza contatto tra le superfici*, tramite la *CARD ELFORCE(OPTI, DIRECT)* è possibile conoscere la condizione di carico in cui è soggetto l'elemento CWELD, tabella 20 (le forze sono espresse in [N] e i momenti in [Nmm]). I valori sono espressi in percentuale rispetto al solito valore di riferimento.

Tabella 20 Condizione di carico in CWELD con 28,1 % · F_{rif} *(LS no contatto, 1,5mm)*

ELEMENT FORCE(WELD) [REAL]								
WELD #	BEND-MZ-A	BEND-MY-A	BEND-MZ-B	BEND-MY-B	SHEAR-FY	SHEAR-FZ	AXIAL-FX	TORQUE-MX
	21,1	0,0	-21,1	0,0	28,1	0,0	0,46	0,14

Nel primo modello numerico, l'interazione tra le superfici delle due lamiere è stata volutamente esclusa per ottenere un comportamento semplificato (sebbene fisicamente non rappresentativo della realtà), coerente con l'ipotesi analitica in cui il carico viene trasmesso esclusivamente attraverso l'elemento CWELD. In questo scenario, *il CWELD risulta il solo responsabile del trasferimento del carico applicato*. I risultati mostrano una forza di taglio $F_y = 28{,}1\ \% \cdot F_{rif}$, in perfetto accordo con il valore di carico applicato, e un momento flettente $M_z = \pm\ 21{,}1\ \% \cdot F_{rif}$ alle due estremità, con segno opposto come atteso (uno positivo e uno negativo), a indicare una flessione coerente con l'eccentricità verticale tra le lamiere. Questo valore di momento è pressoché identico a quello previsto analiticamente per uno spessore di 1,5 mm ($c = 0{,}75\ mm$). Le altre componenti risultano nulle o trascurabili. La componente assiale $F_x = 0{,}46\ \% \cdot F_{rif}$ risulta positiva, indicando una trazione lungo l'asse del CWELD. Tale effetto (non realistico) è attribuibile alla rotazione relativa tra le lamiere, che, non essendo vincolate da contatto, tende a provocare un allungamento assiale del CWELD.

Nel *secondo modello FEM*, è stato introdotto un *contatto superficiale* tra le due lamiere, in modo da simulare la reale interazione meccanica tra le superfici sovrapposte nella configurazione Lap Shear. Questa scelta consente di considerare il trasferimento del

carico non solo attraverso l'elemento CWELD, ma anche tramite la pressione di contatto che si sviluppa tra le superfici, influenzando la distribuzione delle sollecitazioni e i gradi di libertà del sistema. In tabella 21, si riportano i risultati espressi considerando la stessa forza applicata del modello senza contatto in percentuale rispetto al valore di forza di riferimento.

Tabella 21 Condizione di carico in CWELD con 28,1% · F_{rif} *(LS, 1,5mm)*

ELEMENT FORCE(WELD) [REAL]								
WELD #	BEND-MZ-A	BEND-MY-A	BEND-MZ-B	BEND-MY-B	SHEAR-FY	SHEAR-FZ	AXIAL-FX	TORQUE-MX
	19,7	-0,5	-22,5	-0,5	28,1	0,0	-0,91	0,14

L'introduzione del contatto modifica le forze e i momenti estratti dal CWELD:

1. La forza di taglio $F_y = 28{,}1\ \% \cdot F_{rif}$ rimane coerente con il carico applicato, confermando che il CWELD continua a trasmettere la componente principale di carico;
2. Le componenti $F_z, M_y\ e\ M_x$, seppur di diverso valore, risultano ancora trascurabili o poco influenti al fine del calcolo della tensione radiale;
3. La componente assiale F_x risulta negativa, indicando una compressione lungo l'asse del CWELD. Questo effetto è spiegabile considerando che il contatto tra le superfici vincola parzialmente la rotazione delle lamiere, inducendo un accorciamento del CWELD sotto azione combinata di taglio e momento;
4. Il valore del momento flettente M_z è coerente con il comportamento teorico, pari a circa $\pm 22{,}5\ \% \cdot F_{rif}$

Un aspetto interessante evidenziato dal modello con contatto è che i momenti flettenti M_z agli estremi del CWELD non risultano simmetrici in modulo: $M_{zB} = -22{,}5\ \% \cdot F_{rif}, M_{zA} = +19{,}7\ \% \cdot F_{rif}$. Tale squilibrio, assente nel caso senza contatto (dove i momenti risultano perfettamente opposti), è attribuibile alla presenza del contatto tra le superfici, che consente un parziale assorbimento del momento esterno attraverso le pressioni di contatto, riducendo il carico da trasmettere direttamente al CWELD.

Nel confronto tra il modello analitico e i risultati ottenuti con Optistruct si evidenzia un'elevata coerenza per la componente principale di carico, ovvero la forza di taglio F_y, che risulta identica nei tre casi considerati ($28{,}1\ \% \cdot F_{rif}$). Anche il momento flettente M_z, generato per effetto dell'eccentricità tra le lamiere, presenta valori comparabili. Nel complesso, il modello senza contatto fornisce risultati molto prossimi all'analitico e rappresenta una buona base per la validazione, mentre il modello con contatto restituisce una distribuzione più fedele ma complessa, utile per analisi avanzate di fatica e di rottura.

Nella *configurazione Coach Peel*, il carico è applicato lungo l'asse *x*, perpendicolare al piano delle lamiere e coincidente con l'asse del CWELD, generando una trazione assiale pura nel punto saldato. In condizioni nominali, questo tipo di carico dovrebbe generare una componente predominante F_x e un momento flettente M_x, dovuto alla distanza AB $\left(= 12{,}5\ mm + {}^{T}/_{2}\right)$ tra il punto di applicazione della forza e il centro del CWELD. Nel modello *senza contatto* tra le lamiere $\left(forza\ applicata\ F_x = 2{,}5\ \% \cdot F_{rif}\ e\ conseguente\ M_z = -33.1\ \% \cdot F_{rif}\ \right)$, realizzato in Optistruct, il carico F_x risulta correttamente trasmesso attraverso il CWELD, mentre il momento flettente estratto ($M_z = -27{,}3\ \% \cdot F_{rif}$).) è leggermente inferiore rispetto al valore analitico atteso di $-33.1\ \% \cdot F_{rif}$ pari a $\left(2{,}5\ \% \cdot F_{rif}\right) * \left(12{,}5 + {}^{T}/_{2}\right)$. Le altre componenti risultano trascurabili, sia il taglio F_Y e F_z, che i momenti $M_x\ e\ M_y$, in quanto presentano valori residui numerici legati a rotazioni minime del CWELD e non influenzano significativamente lo stato tensionale. Nel complesso, il modello FEM senza contatto fornisce una rappresentazione coerente con il comportamento analitico previsto, riproducendo correttamente la trasmissione assiale del carico e catturando la flessione indotta, pur con una lieve sottostima del momento. Il modello *con il contatto* si discosta di poco. In particolare, la componente assiale aumenta a $F_x = 2{,}8\ \% \cdot F_{rif}$ mentre il momento attorno l'asse *z* si riduce ulteriormente rispetto al caso senza contatto a causa del vincolo imposto tra le superfici, arrivando ad essere pari a $M_z = -22{,}4\ \% \cdot F_{rif}$.

A questo punto, noti i valori di forze e momenti, tramite le equazioni *40 - 52* è possibile ottenere lo stato tensionale in corrispondenza della posizione Sheet 1,2 e nugget. Il calcolo diretto può essere eseguito per il caso analitico, mentre, per i valori di forza e momento output del CWELD bisogna fare una *conversione* secondo il sistema di riferimento definito e adottato in Rupp. Gli Output riportati in tabella 20 relativi alla configurazione Lap Shear e Coach Peel senza contatto (LS con contatto basta invertire il verso della forza F_x), ad esempio, sono riferiti rispetto al sistema locale del CWELD e secondo la convenzione riportata nella figura 27. Tenendo conto di ciò, i versi assunti dalle forze e dai momenti sono riportati nella figura 30 che segue.

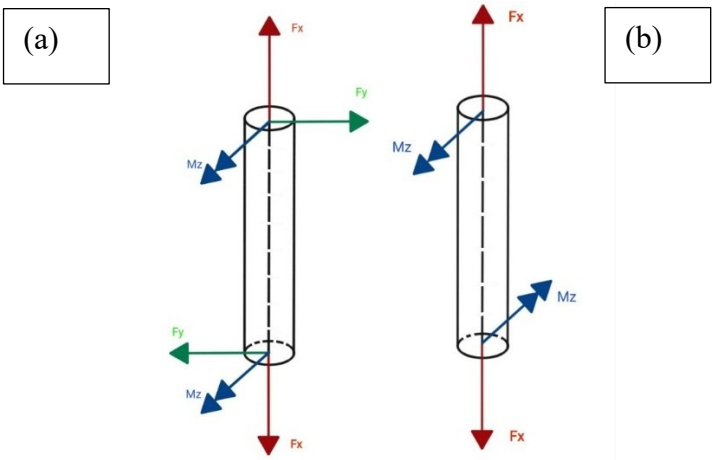


Figura 30 Versi di forze e momenti in (a) LS e (b) CP

Da notare, come esempio, che M_{zA} è positivo e la convenzione di figura 27 riporta che il segno del momento in A quando è positivo è discorde all'asse z locale del sistema. La forza F_y è positiva e quindi concorde al verso dell'asse y in GB e discorde in GA.

Compreso il reale verso di forze e momenti, tramite la convenzione di Rupp in figura 31, è possibile inserire i valori corretti nelle equazioni $40 - 52$ per l'ottenimento della tensione.

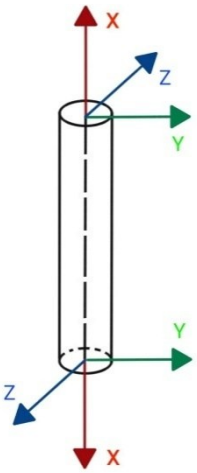


Figura 31 Convenzione Rupp del sistema coordinate agli estremi GA e GB

Prendendo nuovamente in esame M_{zA} in GA, esso sarà negativo rispetto al sistema di riferimento locale del CWELD ma positivo rispetto a quello di Rupp, per questo nel calcolo della tensione radiale in corrispondenza dello Sheet A bisogna inserire un valore positivo nella formula che contiene il termine M_z.

Un *esempio di calcolo* può essere quello riportato nella tabella sottostante dove si calcola la tensione equivalente della configurazione Lap Shear sottoposta a un carico $28{,}1\ \% \cdot F_{rif}$, in corrispondenza del nodo B. Gli Output sono quelli riportati in tabella 20 e rappresentati in figura 30. Per semplicità e dato che il contributo è trascurabile, non si riportano i valori di M_y *e* F_z.

Partendo quindi dalla condizione di carico in GB:

Tabella 22 Forze e momenti in GB (LS, no contatto, $28{,}1\ \% \cdot F_{rif}$*, 1,5mm)*

$M_{zB}\ [Nmm]$	$F_{yB}\ [N]$	$F_{xB}\ [N]$
$-21{,}1\ \% \cdot F_{rif}$	$28{,}1\ \% \cdot F_{rif}$	$0{,}46\ \% \cdot F_{rif}$

e, adottato le equazioni (45), (41) e (43) si ottengono i valori di tensione massima [MPa] in tabella 23:

Tabella 23 Tensioni da forze e momenti (LS, no contatto, 28,1 % · F_{rif}, 1,5mm)

$\sigma_{max}(M_{zB})$	$\sigma_{max}(F_{yB})$	$\sigma_{max}(F_{xB})$
-181	84	21

Note queste quantità è possibile calcolare i valori da inserire nell'equazione 40, ma prima è necessario tenere in considerazione l'angolo ϑ e moltiplicare i termini della tabella 23 per le funzioni trigonometriche. Per semplificare, $\vartheta = 12, \Delta\vartheta = 30°$. La tabella 24 mostra i calcoli e i risultati in termini di tensione massima per ogni angolo.

Tabella 24 Calcolo tensione in funzione dell'angolo

ϑ	$\sigma_{max}(M_{zB})$ · cos ϑ	$\sigma_{max}(F_{yB})$ · cos ϑ	$\sigma_{max}(F_{xB})$	$\sigma(\vartheta)$
0	*-181*	*84*	*21*	*118*
30	*-157*	*73*	*21*	*105*
60	*-90*	*42*	*21*	*70*
90	*0*	*0*	*21*	*21*
120	*90*	*-42*	*21*	*-28*
150	*157*	*-73*	*21*	*-63*
180	*181*	*-84*	*21*	*-76*
210	*157*	*-73*	*21*	*-63*
240	*90*	*-42*	*21*	*-28*
270	*0*	*0*	*21*	*21*
300	*-90*	*42*	*21*	*70*
330	*-157*	*73*	*21*	*105*

Nell'ultima colonna sono riportati i valori di tensione equivalente in funzione dell'angolo ϑ e calcolati applicando la condizione di carico massima F_{max}. La prova di fatica è stata eseguita considerando un rapporto di carico pari a $R = 0{,}1$ pertanto è necessario ripetere i calcoli applicando un carico pari a $0{,}1 \cdot F_{max}$.

A questo punto, noto il valore di tensione massima e minima, è possibile calcolare il valore di tensione alterne, media e alterna corretta secondo il criterio FKM descritto nel paragrafo 3.4 all'equazione 34. La tabella sottostante numero 25 riporta i valori ottenuti per la configurazione Lap Shear in esame.

*Tabella 25 Tensione alterna corretta per la configurazione LS-*28,1 % · F_{rif}

$\sigma_{max}(\vartheta)$	$\sigma_{min}(\vartheta)$	$\sigma_{Range}(\vartheta)$	$\sigma_{Alterna}(\vartheta)$	$\sigma_{Media}(\vartheta)$	$\sigma_{AlternaCorretta}(\vartheta)$
118	12	106	53	65	61,8

5 Correlazione risolutori: Optistruct - Abaqus

Nel contesto industriale attuale, la crescente complessità dei modelli e la necessità di migliorare la predittività delle simulazioni numeriche hanno spinto le aziende a dotarsi di strumenti FEM versatili e interoperabili. In quest'ottica, la società partner del presente lavoro, Stellantis S.p.A. ha espresso l'interesse strategico di affiancare al già consolidato utilizzo di *Optistruct* anche il software *Abaqus*, in modo da diversificare le possibilità di modellazione ed esplorare nuove soluzioni computazionali.

Tuttavia, affinché un nuovo ambiente FEM possa essere adottato efficacemente nel flusso di calcolo aziendale, è necessario definire una metodologia affidabile per la sua calibrazione, validazione e correlazione con gli strumenti già in uso. È proprio in quest'ottica che si inserisce questo capitolo, il cui obiettivo principale è sviluppare e testare una procedura di modellazione numerica delle saldature a punti in Abaqus, da confrontare con quella consolidata in Optistruct tramite l'elemento CWELD, già descritto nel Capitolo 4. Tale confronto rappresenta un passo fondamentale per garantire la coerenza dei risultati tra i due ambienti e rendere possibile una transizione fluida e affidabile tra i differenti solutori.

Nel dettaglio, in Abaqus la saldatura a punto non dispone di un elemento nativo analogo al CWELD. Per simulare il comportamento meccanico della giunzione, sono state valutate tre strategie di modellazione differenti:

1. Fastener con Connector Section di tipo "*Beam*";
2. Fastener con Connector Section di tipo "*Cartesian + Cardan*";
3. Fastener con Connector Section di tipo "*Bushing*".

Ognuno di questi approcci presenta vantaggi e criticità legate alla coerenza delle forze/momenti trasmessi. Lo studio di queste tre opzioni consente di comprendere in che misura Abaqus riesca a riprodurre fedelmente lo stato tensionale generato in Optistruct, ed eventualmente adottare criteri di tuning sulle rigidezze D_{nn} per una corretta correlazione numerico-analitica.

Questo capitolo è quindi articolato in due sottosezioni:

1. *Modellazione e codice in Abaqus*: descrizione dettagliata della definizione del nodo di saldatura, sistema di riferimento, proprietà del Fastener, Section, Connector Behavior e configurazioni analizzate;
2. *Risultati e correlazione con Optistruct*: confronto dettagliato tra le tre configurazioni in termini di forze e momenti, e definizione della configurazione ottimale.

L'obiettivo finale è quello di identificare una configurazione robusta per la modellazione in Abaqus che consenta di replicare in modo coerente lo stato tensionale calcolato tramite CWELD in Optistruct.

5.1 Modellazione e codice in Abaqus

Nel presente paragrafo si descrive in dettaglio la procedura seguita per la modellazione della saldatura a punto in ambiente Abaqus. Si precisa che i modelli FEM realizzati, sia per la configurazione Lap Shear che per la Coach Peel, sono stati costruiti utilizzando sempre elementi bidimensionali di tipo shell e mantenendo inalterate le condizioni di vincolo e le modalità di applicazione dei carichi. Al fine di evitare ripetizioni, questa sezione si concentra esclusivamente sulla modellazione del collegamento saldato tramite Fastener, tralasciando gli aspetti geometrici e di vincolo già discussi nei capitoli precedenti.

Nel contesto della modellazione delle saldature a punti in Abaqus, il Fastener viene implementato attraverso un'interazione di tipo Connector, la cui definizione richiede la creazione preliminare di un *nodo di riferimento (Positioning Point)* e di un *sistema di coordinate locale* coerente con l'orientamento adottato nel metodo di Rupp. Il nodo di riferimento può coincidere con un nodo appartenente alle superfici connesse oppure essere definito indipendentemente come entità virtuale nello spazio. Esso può non coincidere con il nodo di attaccamento del Fastener in quanto quest'ultimo appartiene alla superfice. Il numero di singoli punti di posizionamento individua anche il numero di Fastener presenti nel modello. Il sistema di riferimento locale è fondamentale, in quanto le rigidezze $D_{11} - D_{66}$ e le grandezze estratte (forze e momenti) sono espresse in funzione di tale sistema, così come i risultati in Output. Per garantire coerenza con il CWELD di Optistruct e l'applicazione delle formule di Rupp, si adotta una convenzione in cui:

1. L'asse *x* è diretto lungo l'asse del punto saldato;
2. Il piano YZ rappresenta la sezione trasversale del giunto

e definito secondo le righe di codice sottostante:

```
*Orientation, name=«RuppCoordSystem»
1.,        0.,        0.,        0.,        1.,        0.
1, 0.
```

Una volta definito il nodo e il sistema di riferimento, si selezionano le superfici da connettere — tipicamente le due lamiere che simulano il giunto saldato. Abaqus offre diverse opzioni per la proiezione del nodo di riferimento sulle superfici da connettere, tra cui:

- Face-to-Face
- Edge-to-Face
- Edge-to-Edge

Nel presente lavoro è stato utilizzato il metodo *Face-to-Face*, in quanto le due superfici sono parallele e vicine tra di loro; in questo modo Abaqus proietta il Positioning Point nella superfice più vicina con direzione normale alla superfice o definita dall'utente.

Il Fastener viene quindi creato e definito mediante la keyword $^{*}Fastener$, associando: la proprietà (raggio del punto di saldatura), il set del nodo di posizionamento, le modalità di accoppiamento (= *Structural*), il metodo di attaccamento (= *FACETOFACE*), il metodo di ponderazione (= *LINEAR*), il raggio di influenza, il sistema di coordinate locali precedentemente definito, l'ordine di proiezione, il vettore e le relative superfici di proiezione. Di seguito si riporta il codice per la realizzazione con i parametri consigliati dall'autore dell'elaborato.

```
*Fastener, interaction name=Spotweld,
property=Spotweld,
reference node set=PositioningPoint,
elset=_Spotweld_pf_,
coupling=STRUCTURAL,
attachment method=FACETOFACE,
weighting method=LINEAR,
adjust orientation=NO,
radius of influence=PhysicalRadius,
orientation="RuppCoordSystem",
unsorted
1., 0., 0.
UnderShell, UpperShell
*End Assembly
**
```

In questo modo, Abaqus definisce automaticamente il legame tra il nodo del Fastener e i nodi delle superfici di contatto attraverso un vincolo distribuito, secondo una funzione di peso linearmente decrescente rispetto alla distanza radiale.

La scelta della *Connector Section* in Abaqus è un passaggio determinante nella modellazione del Fastener. Essa stabilisce il comportamento meccanico della connessione in termini di rigidezza traslazionale e rotazionale, consentendo un'adeguata simulazione del trasferimento di forze e momenti tra le superfici connesse. Tre configurazioni sono state studiate in modo indipendente, ciascuna con peculiarità e potenziali vantaggi ai fini della correlazione con l'elemento CWELD di Optistruct.

La configurazione *BEAM* rappresenta l'approccio più diretto e semplice. In questo caso, la sezione è definita come una trave cilindrica con rigidezza assiale e flessionale assegnate implicitamente in funzione della geometria della sezione (raggio e modulo elastico del materiale). Il comportamento è completamente rigido nei tre gradi di libertà traslazionali e rotazionali, non richiede la definizione esplicita del comportamento del connettore.

```
*Connector Section, elset=_Spotweld_pf_
 Beam,
 "RuppCoordSystem",
```

Questa impostazione risulta sufficiente a trasmettere forze e momenti, ma non consente un controllo puntuale dei valori di rigidezza D_{ii}.

La configurazione *Cartesian + Cardan* permette di specificare in modo esplicito la rigidezza della connessione lungo ciascun asse, sia per le traslazioni ($D_{11} - D_{33}$) sia per le rotazioni ($D_{44} - D_{66}$). Questa impostazione richiede la definizione di un *Connector Behavior* associato alla sezione e di una *Connector Elasticity* disaccoppiata per ciascun grado di libertà.

```
*Connector Section, elset=_Spotweld_pf_, behavior=SpotweldSection
 Cartesian, Cardan
 "RuppCoordSystem",

*Connector Behavior, name=SpotweldSection
*Connector Elasticity, component=1 D11,
*Connector Elasticity, component=2 D22,
*Connector Elasticity, component=3 D33,
*Connector Elasticity, component=4 D44,
*Connector Elasticity, component=5 D55,
*Connector Elasticity, component=6 D66,
```

L'assegnazione delle rigidezze è effettuata tramite i parametri D_{ii}, ciascuno dei quali rappresenta la rigidezza lineare o rotazionale indipendente lungo il rispettivo grado di libertà. Il comportamento risulta non accoppiato, consentendo un controllo preciso della risposta meccanica in ogni direzione.

La sezione Bushing è una formulazione alternativa alla precedente, che consente la definizione disaccoppiata delle rigidezze nei sei gradi di libertà mediante lo stesso meccanismo di Connector Behavior e Connector Elasticity.

```
*Connector Section, elset=_Spotweld_pf_, behavior=SpotweldSection
 Bushing,
 "RuppCoordSystem",

*Connector Behavior, name=SpotweldSection
*Connector Elasticity, component=1 D11,
*Connector Elasticity, component=2 D22,
*Connector Elasticity, component=3 D33,
*Connector Elasticity, component=4 D44,
*Connector Elasticity, component=5 D55,
*Connector Elasticity, component=6 D66,
```

5.2 Risultati e correlazione con Optistruct

A valle della definizione delle tre configurazioni di connettore implementate in Abaqus (*Beam, Cartesian + Cardan, Bushing*), si procede con l'analisi dei risultati al fine di valutare l'efficacia di ciascuna sezione nel riprodurre il comportamento dell'elemento CWELD di Optistruct. Per dare maggior contesto alla trattazione, si confrontano le forze e i momenti ottenuti nei due ambienti FEM per due configurazioni di carico senza contatto: Lap Shear ($28{,}1\ \% \cdot F_{rif}$) e Coach Peel ($2{,}5\ \% \cdot F_{rif}$).

In entrambi i casi di carico, si è osservato che le forze trasmesse attraverso il Fastener – in particolare F_x nella configurazione Coach Peel e F_y nella configurazione Lap Shear – risultano pressoché indipendenti dai valori assegnati alle rigidezze direzionali. Tali componenti si sono mantenute costanti e coerenti con il valore imposto dal carico esterno, a prescindere dalla tipologia di Connector Section adottata (Beam, Cartesian+Cardan o Bushing) e dal livello di rigidezza imposto. Questo comportamento evidenzia come la trasmissione delle forze sia controllata principalmente dalla definizione geometrica e topologica della connessione, più che dal valore assoluto della rigidezza assegnata.

Di natura completamente diversa è invece il comportamento dei momenti, in particolare della componente M_Z, che si è rivelata essere la più critica in fase di correlazione. In assenza di un'adeguata rigidezza rotazionale, la sezione del Fastener tende ad assorbire la rotazione relativa tra le superfici, trasmettendo un momento ridotto rispetto a quello atteso. Questo si traduce in una sottostima della tensione equivalente calcolata mediante le equazioni di Rupp e, di conseguenza, in un errore significativo nella previsione della durata a fatica. La capacità di riprodurre correttamente M_Z è pertanto il principale indicatore dell'efficacia della modellazione del Fastener.

Nella configurazione *Lap Shear*, la componente principale trasmessa dal CWELD è la forza di taglio $F_y = 28{,}1\ \% \cdot F_{rif}$, accompagnata da un momento flettente $M_Z = -21{,}1\ \% \cdot F_{rif}$, indotto dall'eccentricità tra le lamiere. Le componenti F_x e le rotazioni residue sono trascurabili.

La correlazione tra Optistruc e Abaqus mostra che:

- La sezione *Beam* in Abaqus riproduce esattamente i valori di M_Z e F_y risultando perfettamente sovrapponibile all'output CWELD.
- La sezione *Cartesian+Cardan*, con rigidezza rotazionale D66 imposta come "Rigida" (condizione di vincolo completo nelle rotazioni), produce un errore su M_Z inferiore all'1%, con F_y perfettamente conservata. Riducendo D66 a 500.000 Nmm/rad, l'errore su M_Z aumenta al 3,2% e la tensione calcolata si discosta fino al 4,85%.

- La sezione *Bushing*, nonostante restituisca valori corretti di F_y e F_x, non è in grado di replicare il momento M_Z: con rigidezze insufficienti, si osserva un errore del 100% su M_Z, traducibile in un errore del 11,3% nella tensione equivalente.

Tabella 26 D66 in Lap Shear

Elemento saldatura / Connector Section	D66	M_Z [Nmm]	F_Y[N]	F_X[N]	Errore % in M_Z	Errore % in σ
CWELD	/	$-21{,}1\ \% \cdot F_{rif}$	$28{,}1\ \% \cdot F_{rif}$	$0{,}46\% \cdot F_{rif}$	/	/
Beam	/	$-21{,}1\ \% \cdot F_{rif}$	"	"	0,0	0,0
Cartesian+Cardan	500000	$-20{,}4\ \% \cdot F_{rif}$	"	"	3,2	4,85
Cartesian+Cardan	Rigido	$-20{,}9\ \% \cdot F_{rif}$	"	"	0,95	1,46
Bushing	Vari	$\underline{0{,}0\ \%} \cdot \underline{F_{rif}}$	"	"	100	11,33

Nel caso *Coach Peel*, il carico è applicato lungo l'asse del Fastener ($F_x = -2{,}5\ \% \cdot F_{rif}$) e genera un momento flettente M_Z per effetto dell'eccentricità. In questo scenario, il momento target secondo Optistruc è $M_Z = -27{,}3\ \% \cdot F_{rif}$.

I risultati evidenziano che:

- La sezione *Beam* riproduce fedelmente sia la forza assiale che il momento, con uno scostamento massimo del 2% su M_Z.
- La sezione *Cartesian+Cardan*, con rigidezze crescenti da 100.000 a 10^7 Nmm/rad, mostra una progressiva convergenza del momento calcolato verso quello atteso. In particolare, con D66 > 10^6, l'errore su M_Z scende sotto l'1%.
- La sezione *Bushing* consente un tuning diretto della rigidezza rotazionale: anche qui, per D66 > 10^6, si osserva un errore su M_Z inferiore all'1%, mentre per valori inferiori la risposta è sottostimata.

Tabella 27 D66 in Coach Peel

Elemento saldatura / Connector Section	D66	M_Z [Nmm]	F_X[N]	Errore % in M_Z	Errore % in σ
CWELD	/	$-27{,}3\ \% \cdot F_{rif}$	$2{,}5\ \% \cdot F_{rif}$	/	/

Beam	/	$-27{,}3\ \% \cdot F_{rif}$	“	0,0	0,0
Cartesian+Cardan	100000	$-23\ \% \cdot F_{rif}$	“	15,82	10,55
Cartesian+Cardan	500000	$-26{,}6\ \% \cdot F_{rif}$	“	3,43	2,17
Cartesian+Cardan	10000000	$-27\ \% \cdot F_{rif}$	“	1,23	0,69
Cartesian+Cardan	100000000	$-27{,}1\ \% \cdot F_{rif}$	“	1,05	0,57
Bushing	500000	$-26{,}4\ \% \cdot F_{rif}$	“	3,4	2,17
Bushing	10000000	$-27{,}2\ \% \cdot F_{rif}$	“	0,2	0,01
Bushing	100000000	$-27{,}3\ \% \cdot F_{rif}$	“	0,0	0,0

Complessivamente, i risultati mostrano come la definizione della rigidezza rotazionale, e in particolare del parametro D66, sia determinante per una corretta modellazione numerica della saldatura a punto tramite Fastener in Abaqus. La scelta della configurazione Beam può rappresentare una soluzione efficace quando si desidera una risposta rigida senza necessità di tuning, mentre le configurazioni Cartesian+Cardan e Bushing offrono un maggiore controllo, a patto che vengano adottati valori di rigidezza sufficientemente elevati. In particolare, la configurazione Cartesian+Cardan si è dimostrata la più versatile, consentendo una calibrazione progressiva della risposta e un buon bilanciamento tra semplicità implementativa e accuratezza del risultato in entrambe le configurazioni, a differenza della sezione Bushing.

6 Analisi delle tensioni equivalenti e delle curve $S-N$

Dopo aver introdotto nel Capitolo 4 la metodologia per il calcolo delle tensioni equivalenti attraverso il metodo di Rupp, e verificata nel Capitolo 5 la coerenza numerica tra i risolutori Optistruct e Abaqus, si procede ora più nel dettaglio nella presentazione e interpretazione dei risultati ottenuti per intero. Il presente capitolo si concentra sull'analisi quantitativa delle tensioni equivalenti nei punti critici del giunto saldato per entrambe le configurazioni analizzate, Lap Shear (LS) e Coach Peel (CP), e per due differenti materiali: Materiale A e Materiale C.

Le tensioni equivalenti sono state calcolate a partire dai carichi utilizzati per l'analisi sperimentale utilizzando le relazioni analitiche *(40 - 45* e *46 - 52)* introdotte nel Capitolo 4. In particolare, per ciascun punto saldato, sono stati considerati tre punti di valutazione: sheet 1, sheet 2 e nugget, come previsto dal modulo *FatiguePM* di *HyperMesh,* e per ognuno di essi è stata ricavata la tensione alterna equivalente, successivamente correlata con il numero di cicli alla rottura ottenuti sperimentalmente. Le tabelle sottostanti (*28 – 31*) riportano le tensioni ottenute nelle varie Location per la configurazione LS e CP in Materiale A e Materiale C. Inoltre, si riportano il numero di cicli con probabilità di rottura pari al 50 % ottenuti dall'analisi sperimentale (in *Capitolo 2*) e calcolati secondo la probabilità di Weibull (in *Capitolo 3*).

Tabella 28 Tensioni e cicli rottura 50% in Materiale A - LS

Carico [N]	25 % $\cdot F_{rif}$	28,1 % $\cdot F_{rif}$	31,3 % $\cdot F_{rif}$	43,8 % $\cdot F_{rif}$	81,3 % $\cdot F_{rif}$	100 % $\cdot F_{rif}$
Tensione Sheet [MPa]	50,7	57,1	63,4	88,8	165,0	203,0
Tensione Nugget [MPa]	55,2	62,1	69,0	96,6	179,3	220,7
Durata [cicli]	+5000000	820000	506000	100000	6000	2819

Tabella 29 Tensioni e cicli rottura 50% in Materiale A - CP

Carico [N]	2,5 % $\cdot F_{rif}$	4,4 % $\cdot F_{rif}$	8,8 % $\cdot F_{rif}$	12,5 % $\cdot F_{rif}$
Tensione Sheet [MPa]	182,5	319,3	638,7	912,5
Tensione Nugget [MPa]	67	117,25	234,5	335
Durata [cicli]	1530000	156000	9043	2308

Tabella 30 Tensioni e cicli rottura 50% in Materiale C - LS

Carico [N]	25 % $\cdot F_{rif}$	28,1 % $\cdot F_{rif}$	31,3 % $\cdot F_{rif}$	43,8 % $\cdot F_{rif}$	81,3 % $\cdot F_{rif}$	100 % $\cdot F_{rif}$
Tensione Sheet [MPa]	49,2	55,4	61,6	86,2	160,0	197,0
Tensione Nugget [MPa]	49,9	56,1	62,3	87,3	162,1	199,5
Durata [cicli]	961100	537480	415700	169000	19270	9465

Tabella 31 Tensioni e cicli rottura 50% in Materiale C - CP

Carico [N]	2,5 % $\cdot F_{rif}$	4,4 % $\cdot F_{rif}$	8,8 % $\cdot F_{rif}$	12,5 % $\cdot F_{rif}$
Tensione Sheet [MPa]	166,0	290,5	581,0	830,0
Tensione Nugget [MPa]	50,0	87,5	175,0	250,0
Durata [cicli]	1045000	186750	29385	10785

Soffermandosi inizialmente sui *cicli a rottura* al 50%**,** emerge con chiarezza la superiore resistenza a fatica del Materiale A in condizioni di carico più moderato. Nella configurazione Lap Shear, ad esempio, per un carico di $25\,\% \cdot F_{rif}$ N, il Materiale A raggiunge una durata superiore a 5 milioni di cicli, contro i 961100 cicli del Materiale C. Anche a $28{,}1\,\% \cdot F_{rif}$ e $31{,}3\,\% \cdot F_{rif}$ la tendenza si conferma: il Materiale A mantiene una durata superiore (820000 e 506000 cicli) rispetto al Materiale C (537480 e 415700 cicli rispettivamente).
La tendenza si inverte solo all'aumentare del carico: il Materiale C, grazie alla sua maggiore resistenza meccanica, mantiene una durata relativamente più elevata rispetto al Materiale A per carichi superiori ai $43{,}8\,\% \cdot F_{rif}$. Tuttavia, in termini di resistenza a fatica ad alto numero di cicli, il Materiale A dimostra una performance migliore, che si traduce in maggiore durabilità strutturale in condizioni di servizio meno severe.
Anche nella configurazione Coach Peel, la tendenza rimane analoga. Per un carico di $2{,}5\,\% \cdot F_{rif}$, il Materiale A mostra 1530000 cicli contro 1045000 per il Materiale C. Tuttavia, già a $4{,}4\,\% \cdot F_{rif}$ la differenza si riduce e oltre il $8{,}8\,\% \cdot F_{rif}$ la durata del Materiale C torna competitiva. Questo comportamento è coerente con quanto osservato anche nelle prove quasi statiche: il Materiale A presenta un comportamento più duttile e progressivo alla rottura, mentre il Materiale C manifesta un comportamento più fragile, ma resistente.

Passando all'analisi delle *tensioni equivalenti*, si osservano alcune tendenze significative, comuni ai due materiali ma anche differenze sottili da interpretare con attenzione. I risultati delle tensioni equivalenti mostrano un comportamento

perfettamente lineare rispetto al carico applicato, come atteso da un modello puramente elastico-lineare. Tale linearità non è un riflesso del comportamento materiale effettivo — che in particolare per acciai dolci può includere una marcata componente plastica — ma una conseguenza diretta della scelta di modellazione, volta a isolare e comprendere il contributo elastico alla fatica.
In *configurazione Lap Shear*, per ogni livello di carico analizzato, la tensione più elevata si localizza nel nugget, mentre in Coach Peel è lo sheet a registrare i valori maggiori. Confrontando i due materiali, emerge che, a parità di carico, il Materiale C tende a sviluppare tensioni equivalenti inferiori rispetto al Materiale A, almeno nel dominio elastico e per carichi moderati. Per esempio, a $28{,}1\ \% \cdot F_{rif}$ in LS, la tensione nello sheet è pari a 55,4 MPa nel Materiale C contro 57,1 MPa nel Materiale A, mentre nel nugget si registrano 56,1 MPa e 62,1 MPa rispettivamente. Tale differenza può essere in parte attribuita alla maggiore rigidezza del Materiale C, che comporta minore deformazione per lo stesso livello di forza. Tuttavia, *va evidenziato che i campioni in Materiale C sono stati realizzati con un diametro del punto di saldatura pari a 6,0 mm, mentre nel Materiale A il diametro era 5,7 mm*. A parità di carico, un diametro maggiore implica un'area resistente superiore, e quindi tensioni equivalenti inferiori. Questo fattore, di natura geometrica, ha certamente contribuito alla minore tensione osservata nel Materiale C, e deve essere tenuto in considerazione nell'interpretazione comparativa dei risultati.
In *configurazione Coach Peel*, le tensioni nello sheet diventano particolarmente elevate, soprattutto per carichi prossimi a $12{,}5\ \% \cdot F_{rif}$. Ad esempio, il Materiale A raggiunge i 912,5 MPa nello sheet, contro gli 830 MPa del Materiale C. In entrambi i casi, il nugget mostra valori sensibilmente inferiori, confermando che la zona critica si sposta nello sheet. Questo suggerisce che, *in CP, il rischio di nucleazione di cricche è più elevato nel materiale base, mentre in LS rimane concentrato nella zona centrale della saldatura.*

6.1 Danno a fatica e durata: applicazione delle curve $S-N$

A partire dai valori di tensione alterna ottenuti nelle posizioni critiche (sheet e nugget) e dalle corrispondenti durate a rottura al 50% (derivate dai dati sperimentali), sono state ricavate le *curve di Wöhler* o *curve S – N* per ciascuna configurazione (Lap Shear e Coach Peel) e per entrambi i materiali. Le curve sono state descritte mediante la legge di Basquin, già illustrata nel Capitolo 3, la cui forma generale è:

$$\sigma_a = \sigma_f' \cdot \left(2N_f\right)^b \tag{53}$$

dove, σ_a è la tensione alterna equivalente corretta (secondo FKM), N_f il numero di cicli a rottura, σ_f' il coefficiente di resistenza a fatica e b l'esponente di pendenza della curva.

Per ciascun caso analizzato sono stati identificati i parametri della curva effettuando una regressione log–log su *due soli punti sperimentali consecutivi*, scelti con attenzione per

garantire la coerenza del modello. In particolare, per la configurazione Lap Shear, si è fatto riferimento ai carichi $28{,}1\,\% \cdot F_{rif}$ e $31{,}3\,\% \cdot F_{rif}$, mentre per la configurazione Coach Peel sono stati scelti i livelli di carico $2{,}5\,\% \cdot F_{rif}$ e $4{,}4\,\% \cdot F_{rif}$. Questa scelta metodologica è stata deliberata con un duplice obiettivo: escludere i punti estremi ad alto carico (es. $100\,\% \cdot F_{rif}$), nei quali la deformazione plastica, non modellata nel presente approccio, potrebbe aver influenzato la risposta a fatica e assicurare coerenza tra i risultati forniti, il modello elastico-lineare adottato e la realtà fisica. Le curve ottenute rappresentano quindi la porzione a vita finita della curva di Wöhler in regime *high-cycle fatigue (HCF)* e devono essere interpretate come limitate all'intervallo elastico del materiale, in linea con l'ipotesi di linearità adottata in tutta l'analisi FEM. È opportuno sottolineare che eventuali estensioni verso il basso numero di cicli o verso condizioni di plasticizzazione richiederebbero un approccio differente, ad esempio mediante l'utilizzo combinato di legge di Coffin-Manson e Basquin (tema che verrà discusso nel sottocapitolo 6.1).

L'acciaio C, grazie alla sua maggiore resistenza meccanica, mostra valori di σ_f' significativamente più elevati rispetto al Materiale A, ma anche curve più ripide (esponenti *b* più negativi). Questo indica una maggiore resistenza iniziale, ma anche una maggiore sensibilità alla variazione del numero di cicli. La tabella 32 riporta le equazioni ottenute per LS e CP in corrispondenza del nugget e dello sheet per il Materiale C.

Tabella 32 Eq. Basquin in LS e CP per Materiale C

Configurazione Lap Shear:	
Nugget:	$12216 \cdot N^{-0{,}408}$
Sheet:	$11837 \cdot N^{-0{,}406}$
Configurazione Coach Peel:	
Nugget:	$4519 \cdot N^{-0{,}324}$
Sheet:	$15003 \cdot N^{-0{,}324}$

Per il Materiale A, le curve mostrano esponenti meno ripidi e valori di σ_f' inferiori, segnale di un materiale che mantiene prestazioni più stabili nel tempo in regime elastico, ma che parte da una resistenza a fatica iniziale più bassa. Si tratta di un comportamento coerente con la maggiore duttilità del materiale, che tende a deformarsi localmente dissipando energia prima dell'innesco della cricca. La tabella 33 riporta le equazioni ottenute per LS e CP in corrispondenza del nugget e dello sheet per l'acciaio A.

Tabella 33 Eq. Basquin in LS e CP per Materiale A

Configurazione Lap Shear:	
Nugget:	$1218 \cdot N^{-0,218}$
Sheet:	$959 \cdot N^{-0,207}$
Configurazione Coach Peel:	
Nugget:	$2168 \cdot N^{-0,244}$
Sheet:	$5911 \cdot N^{-0,244}$

Per quanto riguarda il *confronto tra sheet e nugget*, si osserva una sostanziale coerenza nei valori dell'esponente *b* di Basquin all'interno della stessa configurazione. Tuttavia, emerge un comportamento tipico per ciascuna configurazione:

- Nella *configurazione Lap Shear, la curva a fatica più severa è quella del nugget*, coerentemente con l'osservazione che la massima concentrazione di tensioni si verifica nella zona centrale del punto di saldatura;
- Al contrario, nella *configurazione Coach Peel, è lo sheet a mostrare la curva a fatica più critica,* riflettendo la maggiore sollecitazione flessionale e l'innesco di cricche nel materiale base.

Nella pratica applicativa reale, i giunti saldati non sono sempre soggetti a condizioni di carico idealmente riconducibili *a configurazioni "pure" di taglio* (Lap Shear) *o di strappo* (Coach Peel). Al contrario, è frequente trovarsi in presenza di *stati di sollecitazione misti*, nei quali il carico agente combina componenti di trazione, flessione e taglio con proporzioni variabili a seconda della geometria del giunto, della disposizione dei carichi e dei vincoli. In questi casi, l'uso diretto di una singola coppia di curve *S – N* (estratte da una configurazione idealizzata) rischierebbe di sottovalutare il comportamento a fatica nelle zone più sensibili. Per questa ragione, nel presente lavoro si è deciso di adottare un criterio conservativo e ingegneristicamente coerente, che in configurazione di carico mista, prevede che:

- per il nugget, si fa riferimento alla curva *S – N* ottenuta in corrispondenza del nugget del Lap Shear (*LS-nugget*), in quanto in questa configurazione la zona saldata è notoriamente la più sollecitata e quindi rappresenta il comportamento più critico nel cuore del giunto;
- per lo sheet, si utilizza la curva *S – N* ottenuta in corrispondenza dello sheet della configurazione Coach Peel (*CP-sheet*), dove è il materiale base a essere maggiormente interessato dalle tensioni, rendendo questo riferimento più rappresentativo del comportamento critico nello sheet.

Questo approccio composito consente di rappresentare efficacemente il comportamento ciclico in presenza di carichi complessi, tenendo conto della diversa localizzazione del danno a seconda del tipo di sollecitazione. Si tratta di una scelta mirata a garantire una valutazione realistica del danneggiamento, ed è alla base delle considerazioni sviluppate nel paragrafo successivo relativo al calcolo del danno cumulativo.

Nel caso del Materiale C, i risultati del calcolo del danno adottando questo metodo sono riportati per due coppie di carichi (due per Lap Shear, due per Coach Peel) in tabella 34. Le curve imposte in nugget e sheet fanno riferimento a quelle presentate in tabella 32.

Tabella 34 Danno Materiale C

Configurazione	Carico [N]	Nr. Cicli imposto	*Danno* nel *Nugget* usando *(LS-nugget)* $12216 \cdot N^{-0,408}$	*Danno* in *Sheet* usando *(CP-sheet)* $15003 \cdot N^{-0,324}$
Lap Shear	$28{,}1\ \% \cdot F_{rif}$	537480	1,0	0,018
	$31{,}3\ \% \cdot F_{rif}$	415700	1,0	0,019
Coach Peel	$2{,}5\ \% \cdot F_{rif}$	1045000	1,47	1,0
	$4{,}4\ \% \cdot F_{rif}$	186750	1,03	1,0

Dalla tabella emergono alcune considerazioni interessanti:

- Per entrambi i casi LS (537.480 cicli e 415.700 cicli), il danno nel nugget risulta normalizzato a 1,0, essendo stato calcolato sulla base dei punti stessi usati per derivare la curva (criterio di riferimento).
- Il danno nello sheet LS risulta decisamente inferiore a 1,0, rispettivamente 0,018 e 0,019, indicando che lo stato tensionale nello sheet in Lap Shear è molto meno critico rispetto alla curva utilizzata (CP-sheet). In altre parole, nella configurazione LS, la zona più sollecitata è chiaramente il nugget, mentre lo sheet lavora in condizioni molto conservative rispetto al riferimento adottato.

Viceversa, nella configurazione Coach Peel:

- Il danno nello sheet risulta pari a 1,0, per definizione, mentre il danno nel nugget supera l'unità: 1,47 nel primo caso e 1,03 nel secondo. Pur essendo la tensione equivalente maggiore nello sheet, il danno calcolato risulta più elevato nel nugget. Questo porta a dire che la curva adottata per il nugget potrebbe non essere perfettamente rappresentativa del comportamento reale del giunto in configurazione CP.

In conclusione, questo approccio tende a sottostimare il danno (e quindi sovrastimare la durata) in sheet per la configurazione di taglio LS mentre a sovrastimare il danno (e quindi a sottostimare la durata) in nugget per la configurazione CP. Il materiale A presenta risultati corrispondenti a quelli riportati per l'acciaio C, fatta eccezione per la configurazione CP dove il danno risulta maggiore (rispettivamente 2,65 e 3,45).

6.2 Effetti della plasticizzazione: limiti del modello elastico lineare

Nel capitolo precedente sono state ricavate e analizzate le curve S–N per le due configurazioni Lap Shear (LS) e Coach Peel (CP), considerando i materiali A e C. I risultati ottenuti tramite simulazioni FEM in regime puramente elastico-lineare hanno mostrato una buona correlazione con i dati sperimentali (*danno* $\approx$ *1)* in corrispondenza di carichi moderati, ossia in condizioni in cui le tensioni equivalenti rientrano nel dominio elastico dei materiali. Tuttavia, l'estensione di tale approccio anche ai carichi più elevati ha messo in evidenza alcune criticità.

In particolare, è stato osservato che per entrambi i materiali, ma con maggiore evidenza nel caso del Materiale A, le tensioni equivalenti calcolate nelle zone critiche del giunto (sheet o nugget, a seconda della configurazione) superano i valori di snervamento, ovvero il limite oltre il quale il materiale inizia a deformarsi plasticamente. Questo fenomeno è particolarmente marcato nella configurazione Coach Peel, dove, ad esempio, per un carico massimo di $12{,}5\ \% \cdot F_{rif}$, la tensione calcolata nello sheet del Materiale A supera i 900 MPa, a fronte di un limite di snervamento pari a 210 MPa. Analogamente, anche nell'acciaio C – sebbene dotato di una resistenza più elevata – si raggiungono tensioni prossime o superiori ai 600 MPa, suo limite di snervamento, in condizioni di carico critiche. Le tabelle sottostanti 35 e 36 riportano i valori di riferimento di resistenza allo snervamento, trazione finale e allungamento dei due materiali.

Tabella 35 Proprietà meccaniche Materiale C [33]

Resistenza allo snervamento [MPa]	Resistenza alla trazione finale [MPa]	Allungamento totale [%]
600	1030	13,8

Tabella 36 Proprietà meccaniche Materiale A [34]

Resistenza allo snervamento [MPa]	Resistenza alla trazione finale [MPa]	Allungamento totale [%]
210	320	31,0

Questa evidenza numerica suggerisce che, in alcune condizioni di carico, il comportamento del materiale non è più puramente elastico, bensì presenta fenomeni di plasticizzazione locale, concentrati nelle regioni più sollecitate. Tali fenomeni alterano significativamente la distribuzione degli sforzi e la risposta del giunto al carico ciclico, introducendo meccanismi di dissipazione energetica e ridistribuzione degli sforzi non previsti da un modello elastico-lineare.
Di conseguenza, *l'ipotesi alla base della costruzione delle curve S–N classiche, ovvero la validità dell'approccio lineare e il dominio completamente elastico del materiale, viene meno oltre un certo livello di sollecitazione*. In tale regime, l'applicazione di curve S–N ottenute tramite regressione su dati sperimentali in regime elastico rischia di introdurre errori significativi nella previsione della durata a fatica, sia per eccesso (sovrastima della durata) sia per difetto (conservativismo eccessivo), a seconda del materiale e della configurazione considerata.
Le figure seguenti rappresentano le curve S–N ricavate per i materiali A e C nelle due configurazioni considerate, Lap Shear (figura 32) e Coach Peel (figura 33), limitatamente alla posizione sheet. Le curve sono state costruite nel capitolo precedente a partire dalle tensioni equivalenti calcolate tramite il metodo di Rupp. Le curve sono divise in due tratti:

- Linea continua: identifica il regime completamente elastico, caratterizzato da una tensione alterna la cui tensione massima rimane sempre inferiore al limite di snervamento del materiale;
- Linea tratteggiata: rappresenta un regime parzialmente plastico, dove la tensione massima supera il limite di snervamento, determinando una risposta non più interamente elastica del materiale.

Nella configurazione Lap Shear, per il Materiale A, si osserva che una forza massima pari a 4334 N determina una tensione massima, che supera il limite di snervamento, e quindi una tensione alterna di 110 MPa. Per questo motivo, oltre tale soglia la curva è rappresentata con tratteggio. Inoltre, si evidenzia nel Materiale A un Endurance Limit (limite di resistenza a fatica) pari a circa 49 MPa, al di sotto del quale non si è osservata rottura nel numero massimo di cicli considerati. Nel caso del Materiale C, la soglia elastica è superata con una forza pari a 12735 N, che corrisponde a una tensione alterna di circa 311 MPa, coerente con il valore di snervamento del materiale.

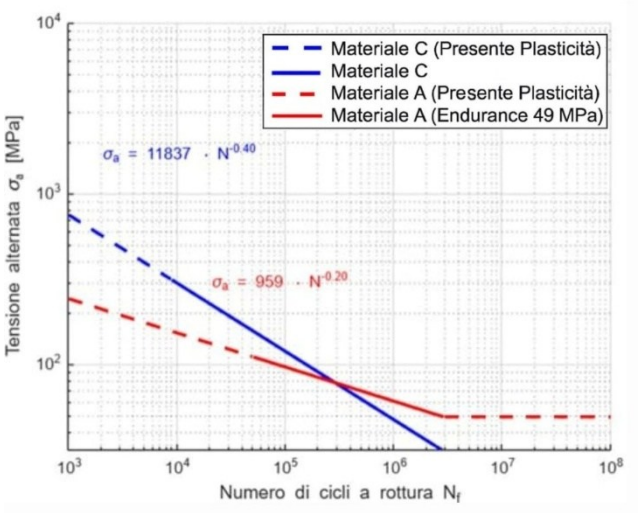


Figura 32 Curve S-N, configurazione Lap Shear per Materiale A e C

Nella configurazione Coach Peel, il superamento dello snervamento avviene con valori di carico inferiori, a causa della maggiore sollecitazione nello sheet indotta dalla configurazione geometrica. Per il Materiale A, una forza di appena 120 N è sufficiente per raggiungere una tensione alterna di 109 MPa, che porta il materiale oltre il limite elastico. Analogamente, per il Materiale C il superamento dello snervamento si verifica con una forza di circa 377 N, corrispondente a 312 MPa di tensione alterna.

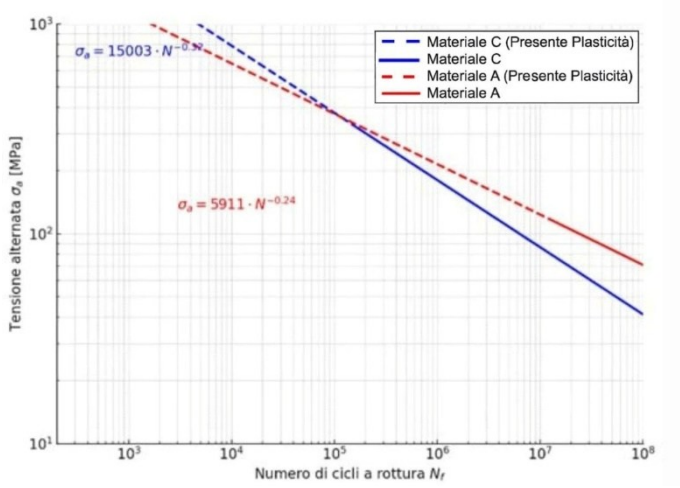


Figura 33 Curve S-N, configurazione Coach Peel per Materiale A e C

L'inclusione dei tratti tratteggiati nei grafici sottolinea l'inadeguatezza dell'approccio elastico-lineare in presenza di plasticità. In tali condizioni, diventa necessario adottare modelli alternativi che considerino la deformazione plastica ciclica, come l'approccio $\varepsilon - N$ secondo Coffin–Manson, approfondito nei paragrafi successivi.

A tal fine, è stata implementata una modellazione *non lineare* del materiale, capace di catturare la transizione dalla fase elastica a quella plastica e l'evoluzione del comportamento meccanico oltre il punto di snervamento.

Nel modello FEM, il comportamento del materiale è stato descritto mediante l'impiego di una legge costitutiva elasto-plastica con incrudimento isotropo, attraverso l'utilizzo della card *MATS1*. In questa, sono stati specificati il modulo elastico, il punto di snervamento coerente con i valori sperimentali (210 MPa per l'acciaio A e 600 MPa per l'acciaio C), e una pendenza del ramo plastico – definita come *work hardening slope* – che è stata opportunamente calibrata per riprodurre correttamente l'andamento osservato nei test sperimentali. L'analisi è stata condotta in regime *statico non lineare* tramite Optistruct, configurando l'algoritmo di soluzione tramite le card *NLPARM* e *NLOUT,* le quali hanno permesso di controllare l'incremento di carico e monitorare la convergenza.

In figura 34, si riportano i confronti tra le curve carico – spostamento ottenute dalle simulazioni FEM precedentemente descritte e quelle misurate sperimentalmente per la configurazione Lap Shear per entrambi i materiali considerati.

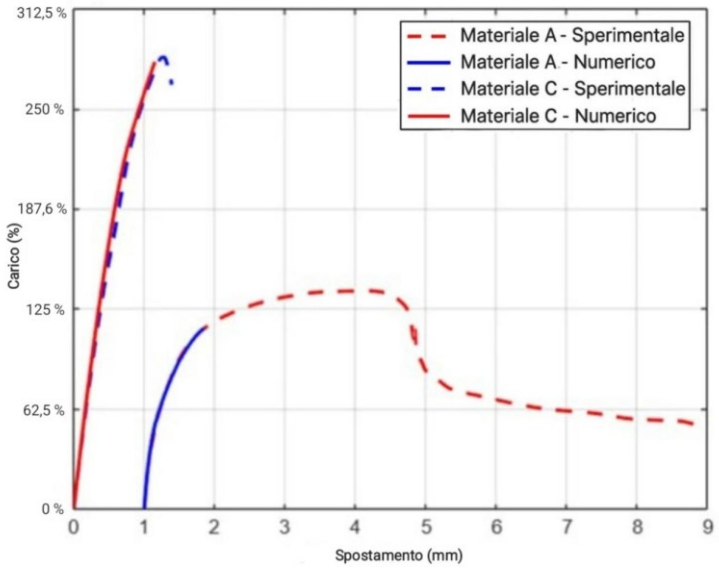


Figura 34 Confronto numerico vs sperimentale delle curve Carico-Spostamento per Materiale C ed A (traslato)

La modellazione numerica riproduce in modo coerente sia la fase elastica che l'inizio della plasticizzazione, descrivendo accuratamente la risposta fino ai livelli di carico raggiunti nelle prove sperimentali (pari a $100\ \% \cdot F_{rif}$). Nel caso del Materiale C si nota una buona correlazione anche oltre, grazie a una corretta definizione del comportamento plastico. Il tratto post-picco, visibile maggiormente nel Materiale A, non è stato modellato. Non rientrava infatti tra gli obiettivi di questa analisi simulare la fase di collasso o i meccanismi di danneggiamento.

La modellazione del comportamento plastico dei provini consente di verificare quanto precedentemente detto. Ovvero che, nel caso dell'acciaio A, il modello mostra l'assenza di plasticizzazione per carichi pari al $43{,}8\% \cdot F_{rif}$, mentre dal $81{,}3\ \% \cdot F_{rif}$ è presente deformazione plastica, confermando che il limite di snervamento viene superato per forze superiori a circa il $54\ \% \cdot F_{rif}$.

Avendo evidenziato, sia attraverso il confronto con il limite di snervamento sia tramite la risposta carico–spostamento, la presenza di plasticizzazione nei giunti analizzati, si rende necessario un approccio che tenga conto della deformazione plastica ciclica. Come anticipato nel Capitolo 3, in queste situazioni il tradizionale approccio S–N, basato sull'ipotesi di comportamento elastico-lineare, non risulta più adeguato. Per tale motivo, si è fatto ricorso al modello $\varepsilon - N$ secondo Coffin–Manson, che permette di stimare la durata a fatica a partire dalla deformazione plastica alterna equivalente, risultante da cicli di carico in cui il materiale subisce plasticizzazione locale. Il modello di Coffin–Manson rappresenta una formulazione classica nell'ambito della fatica oligociclica (Low Cycle Fatigue), tipica dei componenti soggetti a carichi elevati e numero di cicli relativamente basso. A differenza delle curve $S - N$, che mettono in relazione la tensione alterna con il numero di cicli a rottura, il modello $\varepsilon - N$ considera esplicitamente la deformazione totale, distinguendo tra componente elastica e plastica. In particolare, la relazione di Coffin–Manson collega la deformazione plastica alterna $\Delta\varepsilon_p$ alla vita a fatica N_f attraverso un'espressione di tipo potenza decrescente:

$$\Delta\varepsilon_p = 2 \cdot \varepsilon_f \cdot \left(2N_f\right)^c \tag{54}$$

dove ε_f è il coefficiente di duttilità a fatica e c è l'esponente di duttilità (valori negativi, da determinare sperimentalmente o numericamente).

Nel presente lavoro, i parametri ε_f e c sono stati stimati a partire dai risultati ottenuti tramite simulazioni FEM non lineari. In particolare, per ciascun caso analizzato è stata letta la deformazione plastica equivalente nei nodi critici del giunto, corrispondente al carico massimo e al carico minimo del ciclo. La deformazione plastica alterna è stata quindi calcolata come:

$$\Delta\varepsilon_p = \varepsilon_{p,max} - \varepsilon_{p,min} \tag{55}$$

Il valore minimo di deformazione plastica risulta generalmente nullo, di conseguenza l'ampiezza della deformazione plastica coincide approssimativamente con il valore massimo della deformazione plastica raggiunta nel ciclo, per cui $\Delta\varepsilon_p \approx \varepsilon_{p,max}$. Associando ciascun valore di deformazione plastica alterna alla relativa durata

sperimentale, è stato possibile interpolare i parametri della legge mediante regressione log–log.

Nel caso dell'acciaio A, l'analisi è stata condotta considerando due condizioni di carico per le quali si osserva plasticizzazione nella zona critica del giunto: rispettivamente $81{,}3\ \% \cdot F_{rif}$ e $100\ \% \cdot F_{rif}$. Le deformazioni plastiche equivalenti corrispondenti sono state lette nei nodi FEM sottoposti a maggiore sollecitazione, ottenendo i valori di deformazione alterna da utilizzare nella legge di Coffin–Manson. Le vite a fatica associate sono state ricavate sulla base dei dati sperimentali disponibili. Attraverso una regressione logaritmica su questi due punti è stato possibile stimare i parametri della legge: $c = -0.53$ e $\varepsilon_f = 5.11$. Sebbene questi valori risultino matematicamente coerenti con i dati utilizzati per il fit, la curva risultante non descrive in modo ottimale il comportamento atteso, soprattutto per valori intermedi o per una possibile estrapolazione al di fuori dell'intervallo considerato. In particolare, il valore di ε_f, significativamente elevato rispetto ai range riportati in letteratura per acciai dolci, suggerisce una scarsa affidabilità della stima ottenuta con soli due punti.

Come discusso nel paragrafo seguente, adottando valori più realistici per i parametri materiali – coerenti con quanto riportato in letteratura – è possibile ottenere una curva di Coffin–Manson–Basquin che si adatta meglio al comportamento ciclico osservato sperimentalmente.

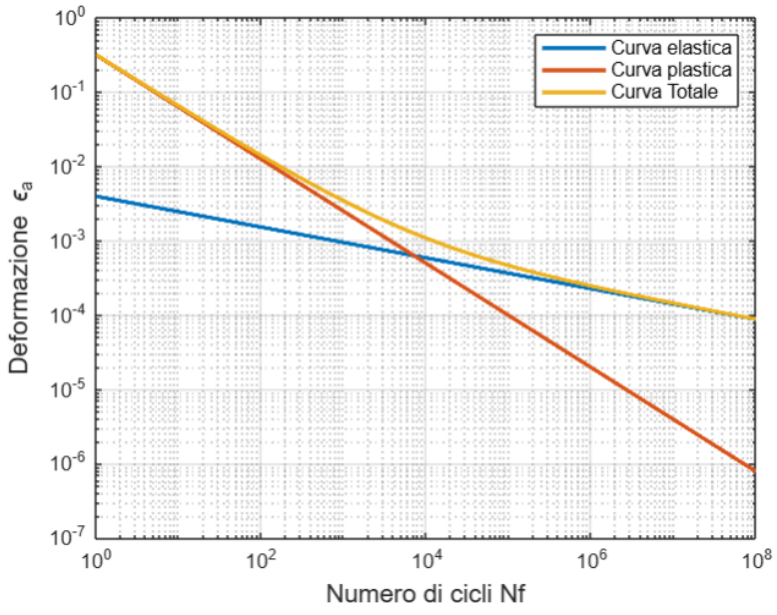


Figura 35 Coffin-Manson-Basquin per 1,5mm Materiale A in LS

A conferma di ciò, in figura 35 si riporta la curva di Coffin–Manson–Basquin ottenuta utilizzando parametri maggiormente rappresentativi per acciai a bassa resistenza ($c =$

$-0{,}7$ e $\varepsilon_f = 0{,}5$) e coerenti con i range riportati in letteratura. Come si osserva, la forma della curva risulta più compatibile con l'andamento atteso della vita a fatica in regime plastico ciclico.

Conclusioni

Le attività condotte in questa tesi hanno permesso di approfondire la previsione della durata a fatica delle giunzioni saldate a resistenza per punti, con particolare riferimento al regime ad alto numero di cicli (HCF). Attraverso un approccio integrato tra prove sperimentali e simulazioni numeriche agli elementi finiti, è stato possibile analizzare dettagliatamente il comportamento meccanico delle saldature in configurazioni di carico Lap Shear e Coach Peel. L'elaborato riporta una metodologia per la previsione della durata di punti di saldatura attraverso risolutori agli elementi finiti, utilizzando un approccio di tipo strutturale tramite metodo di Rupp. La natura fisica del problema risulta complessa a causa della particolare microstruttura generata dal processo produttivo della saldatura e questo suggerisce di adottare approcci teorici più complessi e realistici come la MFLE o il metodo dell'intaglio. Seppure il metodo adottato consenta un'analisi semplificata, essa risulta precisa e indispensabile per modellare numerose giunzioni presenti nei componenti senza aumentare eccessivamente il costo computazionale delle analisi. Inoltre, molti risolutori consentono analisi a fatica di punti saldati tramite tools integrati o in post processing adottando questo tipo di metodo. Questo elaborato ne riporta un esempio. Nel capitolo 4 è infatti mostrato il calcolo tramite il Fatigue PM integrato in HyperMesh 2022, il quale automatizza la metodologia di calcolo e valida i risultati ottenuti dall'autore dell'elaborato. Particolare attenzione è rivolta alla modellazione della giunzione e all'ottenimento di forze e momenti necessari al calcolo dello stato tensionale, sia tramite risolutore Optistruct che Abaqus. Inoltre, l'elaborato descrive come eseguire una modellazione ad hoc della giunzione al fine di correlare i risultati tra i due risolutori. Al fine di raggiungere l'obiettivo prefissato, le scelte sulla modellazione della giunzione sono state raggiunte sulla base di risultati ottenibili e guidate da esigenze aziendali. In particolare, si è scelto di adottare elemento CWELD per l'analisi tramite Optistruct e un Fastener con differenti Section in Abaqus.

La configurazione Lap Shear determina nell'elemento saldatura una forza di taglio e un momento flettente causato dall'eccentricità tra il centro della saldatura e il piano di applicazione della forza, mentre, la configurazione Coach Peel risente di una forza di trazione e un momento flettente dato dal braccio dato dalla geometria. La correlazione analitico numerica presentata nel capitolo 4 consente di confrontare i valori analitici attesi con quelli ottenuti numericamente. La modellazione dei provini senza contatto tra le superfici consente di ottenere una corrispondenza completa con i risultati in termini di forza e momenti attesi analiticamente per la configurazione Lap Shear e Coach Peel. In quest'ultima il momento risulta leggermente inferiore. La modellazione con il contatto conferma la capacità dell'elemento saldatura di trasmettere il carico. Il contatto determina una leggera variazione dei valori di forze e momenti attesi, ma lo stato tensionale finale ottenuto risulta ancora del tutto confrontabile a quello analitico ed a quello ottenuto con modellazione senza contatto. Inoltre, le restanti componenti non prevedibili dall'analisi analitica risultano leggibili nel modello agli elementi finiti e trascurabili rispetto alle

componenti principali di forza e momento. Inoltre, nella configurazione Lap Shear, lo stato tensionale risulta maggiore in posizione Nugget (al centro dell'elemento saldatura) mentre in Coach Peel in corrispondenza della lamiera, in posizione Sheet.

In una seconda fase, il confronto tra i risultati ottenuti con Optistruct e quelli derivanti dalla modellazione equivalente in Abaqus ha permesso di evidenziare l'efficacia dei diversi elementi utilizzati (*Beam, Cartesian+Cardan, Bushing*) nella rappresentazione del comportamento strutturale della saldatura. Questo confronto ha fornito indicazioni preziose sulle capacità predittive dei due risolutori, dimostrando una sostanziale concordanza nei risultati ottenuti, con leggere variazioni riconducibili alle differenze nella gestione della rigidezza torsionale e flessionale degli elementi utilizzati. In particolare, la correlazione è raggiunta in entrambe le configurazioni adottando Section di tipo *Beam* o *Cartesian+Cardan*. Per quest'ultimo è necessario specificare un livello di rigidezza tramite Connector Behavior superiore a $10^{/}$ al fine di avere corrispondenza tra i valori del momento. La Section di tipo *Bushing* non replica correttamente il carico per entrambe le configurazioni, pertanto, l'uso è sconsigliato.

Lo studio statistico tramite probabilità di Weibull dei risultati delle prove sperimentali è risultato determinante per caratterizzare durate con probabilità di rottura pari al 50% per ogni livello di carico. La combinazione tra i cicli a rottura con lo stato tensionale dato dalla modellazione numerica ha consentito l'ottenimento delle curve S – N per le differenti configurazioni. Conseguentemente è stato possibile applicare la teoria del danno di Miner per il calcolo della durata. L'analisi approfondita delle curve $S - N$ ottenute sperimentalmente e numericamente ha consentito di verificare la buona capacità predittiva del metodo sviluppato, soprattutto nel regime ad alto numero di cicli. In particolare, le correlazioni stabilite per ciascun materiale e configurazione hanno mostrato risultati affidabili e coerenti con i dati sperimentali, confermando l'applicabilità pratica della metodologia adottata. In particolare, per una configurazione di carico mista, dove si presentano percentuali differenti di carico a taglio ed a strappo contemporaneamente, è consigliato riportare nella posizione Nugget la curva S – N ottenuta nella rispettiva posizione dalla configurazione a taglio Lap Shear, mentre nella posizione Sheet la curva S – N data dal Coach Peel.

Tuttavia, è emersa chiaramente una limitazione intrinseca del modello elastico lineare adottato, soprattutto in presenza di carichi elevati, dove il manifestarsi di deformazioni plastiche significative compromette la precisione della stima numerica della vita a fatica. In particolare, i livelli di tensione generati dal modello elastico a determinati carichi alti determinano un livello tensionale superiore allo snervamento. Questo ha suggerito l'importanza di estendere la metodologia utilizzando approcci che incorporano la plasticizzazione locale, come la legge di Coffin–Manson–Basquin, che permette di tenere in considerazione gli effetti della deformazione plastica sul comportamento a fatica delle giunzioni. La natura elastico lineare dell'elemento CWELD così modellata non consente di ottenere risultati soddisfacenti in condizioni di plasticità.

In conclusione, il presente lavoro ha fornito un contributo verso lo sviluppo di uno strumento predittivo robusto, validabile e trasferibile all'ambito industriale, con particolare riferimento al settore automotive. La metodologia proposta permette una valutazione rapida e accurata della durata a fatica delle giunzioni saldate a resistenza soprattutto tramite tools integrati, rappresentando così un efficace supporto alla progettazione e ottimizzazione di strutture, in linea con gli obiettivi di sicurezza e sostenibilità perseguiti dal settore automobilistico. L'elaborato può essere una base teorica sulla quale sviluppare studi futuri. Questi possono riguardare la modellazione della saldatura, adottando elementi più complessi e realistici capaci di rappresentare correttamente anche lo stato plastico o l'affinamento del calcolo tensionale tramite l'adozione di fattori correttivi (spesso consentito nei tools integrati) consentendo curve S – N più fedeli alla realtà e una rappresentazione e previsione più affidabile e precisa.

Opere citate

[1] E. Bertocchi, *Il telaio per l'autoveicolo,* UniMore.

[2] N. d. Uijl, «Resistance Spot Welding of Advanced High Strength Steels,» 2015.

[3] Singh, «Application of Steel in Automotive Industry,» *International Journal of Emerging Technology and Advanced Engineering,* 2016.

[4] Hall, «50 year Perspective of Automotive Engineering BodyMaterials and an Analysis of the Future.Great Designs in Steel.,» 2008.

[5] ASTM, «ASTM A36 Mild/Low Carbon Steel,» 1960.

[6] Husaini, «Effects of welding on the change of microstructure and mechanical properties of low carbon steel,» 2019.

[7] WorldSteel Association, *Acciaio alto resistenziale (AHSS).*

[8] Zhu, «Heterostructured materials,» *Progress in Materials Science,* 2023.

[9] Madadi, «Chapter 15 - Nano-steels in the automotive industry,» *Micro and Nano Technologies,* 2022.

[10] Khan e Kuntz, «Microstructure and Mechanical Properties of Resistance Spot Welded Advanced High Strength Steels,» *Materials Transactions, Vol. 49, No. 7,* pp. 1629-1637, 2008.

[11] Dang, «Finite element modelling of hybrid (spot welded/bonded) joints under service conditions,» *HAL open science,* p. 126, 2015.

[12] Kong, «Numerical and Experimental Investigation of Mechanical Strength of Spot Welded Joints,» School of Engineering, Liverpool John Moores University, 2008.

[13] Miller, Handbook For Resistance Spot Welding, 1998.

[14] Butsykin, Slobodyan, Strelkova, Klimenov, Elkin, Gordynets e Kiselev, «Effects of preheating and slow cooling stages in small-scale resistance spot welding of the Ti-2Al-1Mn alloy,» *Int J Adv Manuf Technol,* vol. 128, pp. 3011-3024, 2023.

[15] Kearns, «Resistance and Solid-State Welding of Other Joining Process,» *American Welding Society,* vol. 3, pp. 188-5, 1980.

[16] Zhang e Senkara, «Resistance welding: fundamentals and applications,» *CRC Press,* 2006.

[17] D. Uikl, Nishibata, Smith, OKada, V. d. Velt e U. &. Fukui, «Prediction of post weld hardness of advanced high strength steels for automotive application using a dedicated carbon equivalent number,» *Welding in the world,* vol. 52, n. 11/12 2008, 2008.

[18] Madsen, Pedersen e F. &. B. Bay, «Analysis and Modelling Electrode Wear in Resistance Spot Welding;,» in *Proceedings of the 6th International Seminar on Advances in Resistance Welding*, Hamburg, Germany, 2010.

[19] Charde, «Effects of electrode deformation on 304 Austenitic Stainless Steel Weld geometry of Resistance Spot Welding,» *Journal of Mechanical Engineering and Sciences,* vol. 3, pp. 261-270, 2012.

[20] Tong, Tao, Jiang, Zhang, Marya, Hector, Xiaohong e Gayden, «Deformation and fracture of miniature tensile bars with resistance-spot-weld microstructures,» *Metallurgical and Materials Transaction ,* vol. 36A, pp. 2651-2669, 2005.

[21] Ghosh, Gupta e Ramavtar, «Weldability of intercritical annealed dual-phase steel with the resistance spot welding process,» *Welding Reseach Supplement,* n. January, pp. 7-14, 1991.

[22] Pouranvari, «Failure mode transition in similar anddissimilar resistance spot welds of HSLA andlow carbon steels,» *Canadian Metallurgical Quarterly,* vol. 51, n. 1, pp. 67-74, 2012.

[23] B. Hernandez, Kuntz, Khan e Zhou, «Sci. Technol. Weld. Join.,» vol. 13, pp. 769-776, 2008.

[24] Banerjee, Sakar, P. TK e Shome, «Effect of nugget size and notch geometry on the high cycle fatigue performance of resistance spot welded DP590 steel sheets,» *Journal of Materials Processing Technology,* vol. 243, n. 238, p. 226, 2016.

[25] Marya, Wang, Hector, LG, Gayden e XH, «Tensile-shear forces and fracture modes in single and multiple weld specimens in dual-phase steels,» *JOURNAL OF MANUFACTURING SCIENCE AND ENGINEERING-TRANSACTIONS OF THE ASME,* vol. 128, n. 1, pp. 287-298, 2006.

[26] Nikolic', Djokovi´, Hadzima e Ulewicz, «Spot-Weld Service Life Estimate Based on Application of the Interfacial Crack Concept,» *Materials,* vol. 13, n. 2976, 2020.

[27] Sheppard e Strange:, «M. Fatigue life estimation in resistance spot-welds: Initiation and early growth phase.,» *Fatigue Fract. Eng. Mat. Struct,* vol. 88, pp. 167-185, 1992.

[28] Newman e Dowling, «A crack growth approach to life prediction of spot–welded lap joints.,» *Fatigue Fract. Eng. Mat. Struct.,* vol. 21, pp. 123-132, 1998.

[29] Hutchinson e Suo, «Mixed mode cracking in layered materials,» *Adv. Appl. Mech,* vol. 29, pp. 63-191, 1992.

[30] Rathbun, «FATIGUE BEHAVIOR OF SPOT WELDED HIGH STRENGTH SHEET STEELS,» *ProQuest,* 2018.

[31] Wei e Kang, «A notch stress method for fatigue life prediction of spot-welded joints,» *MATEC Web of Conferences,* vol. 300, n. 19003, 2019.

[32] Rupp, Storzel e Grubisic, «Computer-aided dimensioning of spotwelded automotive structures,» *SAE 950711 ,* 1995.

[33] N. A. Automotive, «ArcelorMittal,» 2 settembre 2016. [Online]. Available: https://fce.arcelormittal.com/repo/About/Automotive/201609_NAFTA_DataSheet-DualPhase.pdf.

[34] S. Steel, «Solucky Steel LImited,» 9 ottobre 2022. [Online]. Available: https://soluckysteel.com/products/gmw3032-cr210p-b0-b2/.

[35] Zhang e Senkara, «Resistance Welding-Fundamentals and Application.,» *CRC Press Taylor & Francis Group,* 2006.

[36] Saha, Cho e Park, «Metallographic and fracture characteristics of resistance spot welded TWIP steels,» *Science and Technology of Welding and Joining,* pp. 18:711-720, 2013.

[37] Jeffus, «Welding: Principles and Applications,» *Delmar Learning,* n. Fifth Edition, 2004.

[38] Barbieri, Cognini, D. Girolamo, M. Gattia, Moncada e Tati, «Tecniche di efficientamento dei processi di saldatura industriale: Settore Automotive,» Ministero dello Sviluppo Economico - ENEA , 2018.

[39] A. W. T. Inc., *Fundamentals of Small Parts Resistance Welding,* 2024.

[40] Habib, Ahmed, Habib e Guagliano, «Experimental study of spot weld parameters in resistance spot welding process,» *MECHANICS AND MECHANICAL ENGINEERING,* vol. 22, pp. 179-186, 2018.

[41] M. Asan, «Linkedin,» 2024. [Online]. Available: https://www.linkedin.com/in/mustafaasan/.

Appendice A – Risultati delle Prove Sperimentali

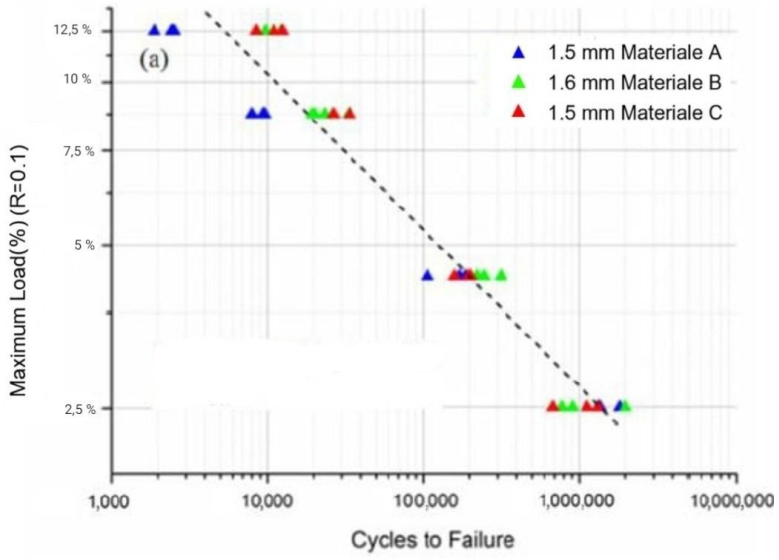


Figura 36 Risultati prove di fatica configurazione Coach Peel

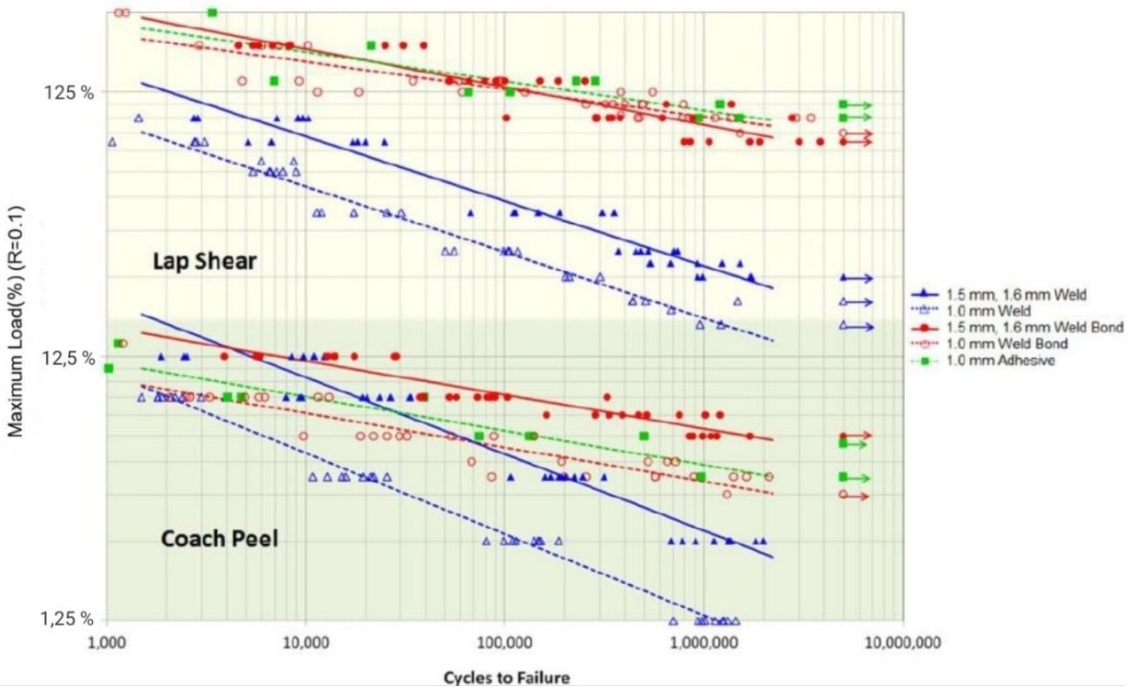


Figura 37 Risultati complessivi prove di fatica per Lap Shear e Coach Peel