

# Politecnico di Torino

# Corso di Laurea Magistrale in Ingegneria Meccanica A. A. 2021/22

Tesi di Laurea Magistrale

# Saldatura laser su leghe di alluminio: studio delle proprietà meccaniche e microstrutturali

**Relatore**: Prof. Raffaella Sesana

Tutor aziendale: Rossella Testa Candidato: Simone Bergamo

# Indice

Sommario	5
1 – Introduzione	6
1.1 – I Tailored Blanks	6
1.1.1 – Storia dei Tailor Welded Blanks e sviluppo industriale	
1.2 – Leghe di alluminio	9
1.2.1 – Leghe da deformazione plastica	
1.2.2 – Leghe da incrudimento	
1.2.3 – Leghe da trattamento termico	
1.2.4 – La serie 5xxx (alluminio – magnesio)	
1.2.5 – La serie 6xxx (alluminio – magnesio – silicio)	
1.3 – La saldatura laser	
1.3.1 – Schema di funzionamento	
1.3.2 – Il processo di saldatura	
1.3.3 – Sistemi laser per la saldatura	
1.3.4 – Saldatura laser delle leghe di alluminio	
1.4 – Tailor Welded Blanks in alluminio	
1.4.1 – Rassegna bibliografica	
1.5 – Scopo dello studio	
2 – Materiali e procedura sperimentale	
2.1 – Materiali	
2.2 – Impostazione generale	
2.2.1 – Cenni sulla Metodologia della Superficie di Risposta	
2.3 – Pianificazione degli esperimenti	
2.4 – Realizzazione dei provini	
2.4.1 – Provini saldati	
2.4.2 – Provini in materiale base	
2.5 – Prove di trazione	
2.6 – Prove Erichsen	
2.6.1 – Progettazione dell'attrezzatura	
2.6.2 – Calcolo del collegamento filettato	
2.6.3 – Procedura di prova	
2.7 - Analisi metallografiche	
2.7.1 – Inglobatura	
2.7.2 – Lucidatura	

2.7.3 – Attacco chimico	48
3 – Modelli di regressione lineare multipla	50
3.1 – Stima dei parametri di un modello	50
3.2 – Valutazione dei modelli di regressione multipla	52
3.2.1 – Test di significatività per la regressione	52
3.2.2 – Coefficienti di determinazione multipli	53
3.2.3 – Test di significatività sui singoli coefficienti di regressione	53
3.2.4 – Test di significatività su gruppi di coefficienti	54
3.2.5 – Verifica della mancanza di adattamento	56
3.2.6 – Analisi dei residui	57
3.2.7 – Residui PRESS e R <sup>2</sup> <sub>prediction</sub>	58
3.3 – Selezione di un modello	59
3.3.1 – Best subset regression	59
3.3.2 – Stepwise Selection	60
4 – Analisi dei risultati	62
4.1 – Lega EN AW 5754	62
4.1.1 – Analisi metallografiche	62
4.1.2 – Prove di trazione	67
4.1.3 – Prove Erichsen	69
4.1.4 – Disallineamento positivo delle lamiere	72
4.1.5 – Punti potenziali	75
4.1.6 – Modello di regressione per la risposta IE	77
4.1.7 – Modello di regressione per la risposta UTS	82
4.2 – Lega EN AW 6016	85
4.2.1 – Analisi metallografiche	85
4.2.2 – Prove di trazione	90
4.2.3 – Prove Erichsen	91
4.2.4 – Punti potenziali	95
4.2.5 – Modello di regressione per la risposta IE	97
4.2.6 – Modello di regressione per la risposta UTS	101
4.3 – Confronto fra le leghe	104
Conclusioni	107
Bibliografia	109

# Sommario

Il presente lavoro di tesi ha come obiettivo l'analisi parametrica delle caratteristiche meccaniche e microstrutturali di giunzioni ottenute per mezzo di un processo di saldatura laser fra due lamiere in lega di alluminio con spessori differenti.

La ricerca è svolta in collaborazione con l'azienda *CO. ST. AT. s.r.l.* di Piobesi Torinese (TO), interessata allo sviluppo e alla messa a punto di tale processo.

In particolare, l'obiettivo finale dell'azienda è la commercializzazione di *Tailor Welded Blanks* in alluminio, ovvero di semilavorati ottenuti dalla saldatura di pannelli di lamiera con spessori differenti e destinati a una successiva operazione di stampaggio per la produzione di componenti ottimizzati per autoveicoli.

L'aspetto che rende tale prodotto innovativo sul mercato è l'utilizzo dell'alluminio in luogo dell'acciaio, che risulta essere vantaggioso in ottica di alleggerimento dei veicoli e di riduzione dei consumi di carburante.

Lo studio ha previsto la progettazione e la messa in atto di una campagna sperimentale condotta in parallelo su due differenti leghe di alluminio (EN AW 5754 e EN AW 6016). In particolare, per entrambe le leghe si è osservato l'effetto dei tre principali parametri di saldatura (potenza, velocità di passata, posizione focale) sulle proprietà dei giunti, al fine di individuare la combinazione di parametri che potesse garantire le migliori prestazioni. La caratterizzazione dei giunti saldati è avvenuta per mezzo di prove di trazione uniassiale, prove Erichsen e analisi metallografiche, condotte presso il laboratorio di meccanica del Politecnico di Torino.

Nella pianificazione sperimentale e nella successiva analisi dei dati sono stati utilizzati gli strumenti statistici della Metodologia della Superficie di Risposta, che hanno permesso di affiancare alle misurazioni effettuate dei modelli di regressione lineare multipla per le risposte osservate in grado di fornire previsioni sul comportamento del materiale anche in punti dello spazio delle variabili indipendenti non direttamente esplorati.

# 1 – Introduzione

## 1.1 – I Tailored Blanks

Con il termine *Tailored Blank*, ci si riferisce in generale a un semilavorato in lamiera caratterizzato da una variazione locale di spessore, materiale, rivestimento superficiale e/o proprietà del materiale.

Tale semilavorato, opportunamente progettato, viene poi sottoposto a un processo di stampaggio, al fine di ottenere un componente con specifiche caratteristiche a seconda della zona.

Si possono distinguere quattro differenti approcci per la realizzazione di un *tailored blank* (figura 1):

- 1. *Tailor Welded Blanks (TWB*): pannelli di lamiera con caratteristiche diverse sono giuntati per mezzo di un processo di saldatura, tipicamente laser (ma si possono trovare anche saldature continue a rulli, ad alta frequenza, a fascio elettronico, a induzione o *friction stir welding*).
- 2. Patchwork Blanks: la lamiera viene rinforzata localmente tramite l'aggiunta di un secondo pannello.
- 3. *Tailor Rolled Blanks*: viene creata una variazione continua di spessore della lamiera con un processo di laminazione.
- 4. *Tailor Heat Treated Blanks*: le proprietà del materiale sono modificate in zone specifiche per mezzo di trattamenti termici locali.

In questo lavoro si farà riferimento in particolare alla prima tipologia (*Tailor Welded Blanks*), focalizzando l'attenzione sulla saldatura laser in configurazione testa-testa fra pannelli di lamiera con spessori diversi.



Figura 1: Classificazione dei tailored blanks

L'applicazione più comune dei TWB è nel settore dell'auto, dove vengono usati per la realizzazione di componenti appartenenti al *body-in-white* dell'autoveicolo, come schematizzato in figura 2<sup>[1]</sup>. Il termine *body-in-white* indica l'insieme delle parti strutturali di un'autovettura assemblate insieme prima che vengano montati il motore e le trasmissioni, gli elementi della carrozzeria, i cofani, le portiere, i paraurti, i passaruota, gli interni, i vetri e gli impianti, e rappresenta in sostanza il "nucleo" dell'autoveicolo <sup>[2]</sup>.

Il vantaggio principale legato all'utilizzo dei TWB risiede nella possibilità di rinforzare il componente con uno spessore maggiore solo nelle zone in cui sia necessaria una maggiore resistenza o rigidezza (come in prossimità delle cerniere delle portiere), e di mantenere uno spessore minore nel resto del componente, con conseguente riduzione del peso e del consumo di carburante dell'autoveicolo<sup>[1]</sup>.

Vengono inoltre migliorate le prestazioni in termini di sicurezza in caso di incidenti, poiché è possibile realizzare componenti che presentino zone ad alta rigidezza (cellule di sicurezza) e zone più deformabili, in grado di assorbire l'energia dell'impatto.



Figura 2: Applicazione dei TWB nel body-in-white di un'autovettura <sup>[1]</sup>.

Tenendo in considerazione che prima dell'avvento dei TWB, il processo tradizionalmente utilizzato prevedeva lo stampaggio separato di parti con differenti spessori e/o materiale e la loro successiva saldatura a punti (figura 3), i vantaggi aggiuntivi apportati dall'utilizzo di tale tecnologia sono molteplici:

- Ulteriore riduzione di peso dovuta all'eliminazione della sovrapposizione di materiale tipica della saldatura a punti (sostituita dalla saldatura laser testa-testa) e della necessità di rinforzi addizionali.
- Ottimizzazione dell'utilizzo di materiale grezzo e riduzione degli sfridi: lavorando con un maggior numero di lamiere di dimensioni minori, è possibile sfruttare maggiormente *nesting* ottimizzati, riducendo il materiale scartato.
- Riduzione della corrosione: eliminando la fessura tra due lamiere caratteristica della saldatura a punti, non si crea una zona potenzialmente attaccabile dai fenomeni corrosivi.
- Migliore precisione: diminuendo il numero di operazioni di stampaggio e assemblaggio è possibile controllare con più accuratezza le dimensioni dei componenti e del pezzo finito e si riduce la necessità si effettuare lavorazioni successive.
- Migliore finitura: la saldatura testa-testa è meno visibile rispetto a quella a lembi sovrapposti, perciò si ottiene un risultato esteticamente migliore.
- Minori costi di gestione: diminuendo il numero di semilavorati stampati da assemblare, vengono ridotti il numero totale di codici da gestire e lo spazio occupato nei magazzini, ottenendo un abbassamento dei costi logistici e amministrativi. Diminuisce inoltre il numero complessivo di stampi e attrezzature.

L'utilizzo dei tailored blank, chiaramente, comporta anche degli aspetti negativi:

- Costo del *blank*: in generale, il costo di produzione iniziale di un TWB è maggiore, ma viene compensato dai vantaggi apportati al prodotto finito, come la riduzione dei consumi e l'aumento della sicurezza.
- Maggiore costo dei macchinari: la produzione di TWB richiede una saldatura di elevata qualità (che sopporti le operazioni di stampaggio) e strette tolleranze dimensionali, perciò sono indispensabili macchinari molto precisi, al fine di assicurare la sicurezza dei passeggeri <sup>[3][4]</sup>.



Figura 3: Confronto fra il processo tradizionale e l'utilizzo di un tailored blank per la realizzazione del pannello laterale di un autoveicolo <sup>[5]</sup>

#### 1.1.1 – Storia dei Tailor Welded Blanks e sviluppo industriale

Il primo brevetto riguardante i TWB fu depositato nel 1964. La produzione di componenti del telaio di autocarri con questa tecnologia cominciò negli USA già quattro anni dopo e utilizzava una saldatura a fascio elettronico.

In Europa, la tecnologia fu introdotta da *Volvo* nel 1979. Inizialmente le lamiere erano giuntate tramite saldatura continua a rulli, poi, con l'introduzione della saldatura a induzione testa-testa si passò a una produzione più efficiente e a un tipo di design che offriva maggiori potenzialità.

La tecnologia di saldatura laser comparve nei primi anni '80: nel 1983, l'azienda siderurgica *ThyssenKrupp*, in collaborazione con *Audi*, utilizzò un laser a CO<sub>2</sub> per ottenere i pannelli del pavimento dell'*Audi 100*. Poiché non erano disponibili lamiere di acciaio galvanizzato di dimensioni sufficienti, ne furono saldate due insieme. Dagli anni '90, la saldatura laser è diventata il metodo prevalentemente utilizzato, anche a causa delle limitazioni presentate dalla saldatura continua a rulli nella giunzione di lamiere di acciaio galvanizzato.

Oggi, i TWB sono utilizzati in svariate applicazioni automobilistiche da tutti i maggiori produttori mondiali di automobili e autocarri.

Fin dall'inizio i TWB sono stati realizzati in acciaio, anche se nel tempo si sta assistendo a una crescita della quota di TWB in lega di alluminio. Ad esempio, è possibile trovare dei TWB in lega di alluminio delle serie 5xxx e 6xxx sulla *Lamborghini Gallardo*.

Nonostante l'utilizzo di tali leghe possa portare a un'ulteriore riduzione del peso negli autoveicoli, il loro impiego nella produzione di TWB risulta essere ancora marginale rispetto a quello dell'acciaio, a causa di alcune problematiche legate alle caratteristiche fisiche dell'alluminio, che saranno discusse in maniera più approfondita nei prossimi paragrafi<sup>[1][5]</sup>.

# 1.2 – Leghe di alluminio

L'alluminio, nella sua forma pura (in assenza di elementi di lega, con un contenuto minimo di alluminio del 99,5%) è un metallo dall'aspetto grigio argenteo e presenta una struttura cristallina cubica a facce centrate (CFC).

Le proprietà che lo rendono interessante dal punto di vista industriale sono le seguenti:

- Bassa densità (2700 kg/m<sup>3</sup>), pari a circa un terzo di quella dell'acciaio.
- Bassa temperatura di fusione (660 °C).
- Alta conducibilità elettrica e termica: nonostante sia pari a due terzi di quella del rame, l'alluminio è il miglior conduttore elettrico per unità di peso.
- Alto grado di deformabilità, che lo rende adatto a essere sottoposto a processi di deformazione plastica e trasformato in lamine, fili, o profilati.
- Buona saldabilità, anche se richiede l'utilizzo di atmosfere protettive a causa della sua forte reattività con l'ossigeno.
- Buona resistenza alla corrosione in ambienti neutri (pH 4 ÷ 8), più scarsa in ambienti acidi o basici.
- Alta riflettanza: riflette gran parte della luce incidente sulla sua superficie.

Allo stato ricotto, l'alluminio puro presenta proprietà meccaniche piuttosto scarse, riportate nella tabella 1. È possibile ottenere un rafforzamento per incrudimento attraverso una deformazione plastica a freddo, che porta ad un incremento del carico di rottura fino a una volta e mezzo e del carico di snervamento fino a tre volte.

PROPRIETÀ	VALORE	UDM
Carico di rottura	60 ÷ 100	MPa
Carico di snervamento	30 ÷ 50	MPa
Durezza	15 ÷ 25	HB
Modulo elastico	70000	MPa
Allungamento percentuale a rottura	> 40%	

Tabella 1: Proprietà meccaniche dell'alluminio puro

Per via delle limitate proprietà meccaniche, tuttavia, l'alluminio puro ha applicazioni industriali molto limitate, mentre sono invece molto utilizzate le sue leghe.

I principali elementi di lega impiegati sono rame, manganese, silicio, magnesio e zinco, e i loro effetti sulle caratteristiche del materiale sono riportati in maniera schematica in tabella 2.

	Cu	Mn	Si	Mg	Zn
Proprietà meccaniche	$\uparrow\uparrow$	$\uparrow$	$\uparrow$	$\uparrow$	$\uparrow\uparrow$
Deformabilità a freddo	$\downarrow$	$\uparrow$	$\downarrow$	$\downarrow$	$\downarrow$
Resistenza a corrosione	$\downarrow$	$\uparrow$	=	$\uparrow$	=
Saldabilità	$\downarrow$	$\uparrow$	=	$\uparrow$	$\downarrow$

Tabella 2: Effetto dei principali elementi di lega sulle proprietà dell'alluminio puro

L'aggiunta di questi elementi permette di ottenere un incremento importante della resistenza a trazione e rende possibile l'utilizzo delle leghe di alluminio anche per impieghi strutturali.

Come riportato in figura 4, la resistenza ottenuta può in alcuni casi superare quella degli acciai dolci, mentre la resistenza specifica (cioè rapportata alla densità) può raggiungere valori superiori a quella degli acciai altoresistenziali. Quest'ultimo parametro risulta particolarmente di rilievo in applicazioni in cui sia cruciale l'alleggerimento dei componenti. Abitualmente, le leghe di alluminio vengono suddivise sulla base della loro applicazione in leghe da deformazione plastica e leghe per getti <sup>[6]</sup>. Risulta interessante ai fini di questo lavoro analizzare più nel dettaglio la prima famiglia di leghe.



Figura 4: Curve di trazione  $\sigma - \varepsilon$  e curve di trazione  $\sigma/\rho - \varepsilon$  per alcune leghe d'alluminio, per un acciaio dolce e per un acciaio ad alta resistenza.

#### 1.2.1 – Leghe da deformazione plastica

Le leghe da deformazione plastica si definiscono tali perché il loro utilizzo avviene allo stato di semilavorati deformati plasticamente a freddo, in particolare laminati ed estrusi.

Rispetto alle leghe per getti, le leghe da deformazione plastica vengono prodotte in maggior quantità e hanno un maggior numero di applicazioni.

Per identificare queste tipo di leghe si utilizza un sistema di designazione basato su 4 cifre che fanno riferimento alla composizione chimica della lega. Nello specifico:

- 1. La prima cifra indica il principale elemento legante e suddivide le leghe in 8 famiglie:
  - 1xxx: alluminio puro (con almeno il 99.0% di alluminio)
  - 2xxx: leghe alluminio rame
  - 3xxx: leghe alluminio manganese
  - 4xxx: leghe alluminio silicio
  - 5xxx: leghe alluminio magnesio
  - 6xxx: leghe alluminio magnesio silicio
  - 7xxx: leghe alluminio zinco magnesio
  - 8xxx: leghe di alluminio contenenti elementi differenti da quelli precedentemente elencati.
- 2. La seconda cifra è pari a zero se la lega contiene elementi conformi alla propria famiglia di appartenenza, mentre è diversa da zero se sono presenti varianti rispetto alla lega base.
- 3. La terza e la quarta cifra:
  - Per l'alluminio non legato (serie 1xxx) indicano la percentuale minima di alluminio. Il numero fa riferimento alle cifre decimali (ad esempio 1050 indica alluminio puro al 99.50%).
  - Per le leghe d'alluminio indicano un numero progressivo che definisce in modo univoco la lega all'interno della famiglia a cui appartiene.

La creazione di questo sistema si deve alla statunitense *Aluminum Association*, anche se viene correntemente adottato anche in Europa. Le quattro cifre sono precedute dalle lettere AA (*Aluminum Association*) negli USA, e dalle lettere EN AW (*Europeén Normalisation Aluminum Wrought*) in Europa.







Figura 5: Andamento qualitativo delle proprietà meccaniche in funzione delle differenti famiglie di leghe d'alluminio da deformazione plastica

Figura 6: Andamento qualitativo della saldabilità della resistenza alla corrosione in funzione delle differenti famiglie di leghe d'alluminio da deformazione plastica

Le leghe da deformazione plastica sono ulteriormente suddivise in due categorie sulla base del meccanismo metallurgico utilizzabile per il loro rafforzamento. Si fa quindi una distinzione fra leghe da incrudimento e leghe da trattamento termico<sup>[6]</sup>.

#### 1.2.2 – Leghe da incrudimento

Fra le leghe di alluminio da deformazione plastica, appartengono alla categoria delle leghe da incrudimento le seguenti serie:

- Serie 1xxx (alluminio puro)
- Serie 3xxx (alluminio manganese)
- Serie 4xxx (alluminio silicio)
- Serie 5xxx (alluminio magnesio)
- Serie 8xxx (solo alcune, come le leghe alluminio-ferro e le leghe alluminio-nichel)

Il loro principale impiego è la produzione di trafilati e laminati.

Ciò che accomuna queste leghe è il metodo di rafforzamento: la loro resistenza meccanica si può migliorare esclusivamente per incrudimento, ovvero sottoponendo il materiale a una deformazione plastica a freddo. Non è possibile applicare a queste leghe dei trattamenti termici, ad esclusione della ricottura, che ha lo scopo di ridurre o eliminare le tensioni residue presenti nel materiale in seguito alla deformazione plastica.

Se eseguita a temperature più basse (200°C ÷ 250°C) porta a un solo riassestamento cristallino, mentre a temperature maggiori (350°C ÷ 400°C) provoca una ricristallizzazione, parziale o completa del materiale. Il raffreddamento deve avvenire lentamente, e si può eseguire in forno oppure in aria.

Il materiale allo stato incrudito sarà caratterizzato da una maggiore resistenza meccanica e una minore deformabilità a freddo. In seguito alla ricottura, invece, viene recuperata una parte della deformabilità a freddo al costo di una riduzione della resistenza meccanica.

Lo stato di trattamento termico delle leghe da incrudimento viene indicato con una lettera posta di seguito alle quattro cifre del codice identificativo. I codici che è possibile trovare sono i seguenti:

- F (*As Fabricated*): Grezzo di fabbricazione. Si riferisce al materiale solo laminato, senza ulteriori trattamenti. Non viene fornita nessuna garanzia sulle sue proprietà meccaniche.
- O: Ricottura completa. Il materiale è adatto ad un'ulteriore deformazione plastica. Viene garantito un valore di durezza minimo.
- H (*Hardened*): Incrudito. Il materiale è stato sopposto a una deformazione plastica a freddo controllata per ottenere un certo grado di incrudimento. Si hanno le seguenti alternative:
  - H1: Solo incrudito, senza effettuare alcun trattamento termico successivo.
  - H2: Incrudito e parzialmente ricotto, in maniera da ottenere un determinato valore della resistenza meccanica.
  - H3: Incrudito e stabilizzato, ovvero sottoposto a una ricottura di stabilizzazione (circa 250 °C con raffreddamento in aria).
  - H4 Incrudito e verniciato/laccato, il che implica una ricottura parziale a causa del ciclo termico applicato al rivestimento <sup>[6]</sup>.

#### 1.2.3 – Leghe da trattamento termico

Le leghe di alluminio per deformazione plastica appartenenti alla categoria delle leghe da trattamento termico (anche note come leghe da bonifica o da invecchiamento) sono le seguenti:

- serie 2xxx (alluminio-rame);
- serie 6xxx (alluminio-magnesio-silicio);
- serie 7xxx (alluminio-zinco-magnesio);
- serie 8xxx (solo alcune, come le leghe alluminio-litio).

Sono impiegate per la fabbricazione di un gran numero di semilavorati, come forgiati, estrusi, trafilati e laminati.

Il ciclo di lavorazione tipico di queste leghe prevede una deformazione plastica a caldo seguita da un trattamento termico che ha lo scopo di migliorare la resistenza meccanica.

Il ciclo termico tipico, schematizzato in figura 7, prende il nome di "bonifica delle leghe leggere" e prevede le seguenti fasi:

- Solubilizzazione: il materiale viene riscaldato e mantenuto a una temperatura nell'ordine di 450°C ÷ 550°C, che permette di ottenere la solubilizzazione nella matrice di alluminio della maggior parte degli elementi di lega.
- 2. Tempra: il materiale viene raffreddato rapidamente in acqua fino alla temperatura ambiente. Si ottiene una soluzione solida sovrassatura di elementi di lega, che non hanno il tempo di formare le fasi normalmente previste dal diagramma di stato.
- 3. Invecchiamento: il materiale viene riscaldato e mantenuto a una temperatura minore, nell'ordine di 150 °C ÷ 200 °C. Si ottiene la precipitazione di composti intermetallici (come CuAl<sub>2</sub>, Al<sub>2</sub>CuMg, Mg<sub>2</sub>Si, MgZn<sub>2</sub>, Al<sub>3</sub>Li) che risultano dispersi nella matrice di alluminio in maniera fine e omogenea. Le leghe delle serie 2xxx, 6xxx e 7xxx (e alcune 8xxx) possono essere sottoposte a questo trattamento poiché sono le uniche a contenere gli elementi (Cu, Mg, Zn e Li) in grado di formare i composti intermetallici che provocano il rafforzamento.

L'invecchiamento realizzato in questa maniera prende il nome di "artificiale", ma può anche essere "naturale", se fatto avvenire a temperatura ambiente.

Usualmente, l'insieme delle prime due fasi prende il nome di "tempra di soluzione" o "tempra strutturale".

In questo caso, lo stato di trattamento termico della lega si indica con la lettera T e una cifra da 1 a 10 che sono posti come suffisso alla designazione standard della lega. Alcuni esempi di codici sono i seguenti:

- T3: solubilizzazione, deformazione a freddo e invecchiamento naturale (la deformazione facilità la nucleazione dei precipitati).
- T4: solubilizzazione e invecchiamento naturale.
- T6: solubilizzazione e invecchiamento artificiale <sup>[6]</sup>.



Figura 7: Ciclo termico rappresentato su un diagramma di stato. L'elemento legante è equivalentemente Cu, Mg o Zn <sup>[7]</sup>.

#### 1.2.4 – La serie 5xxx (alluminio – magnesio)

Una delle due leghe analizzate nel presente lavoro è una lega da incrudimento appartenente alla serie 5xxx, dunque avente come principale elemento legante il magnesio.

Le principali applicazioni industriali si hanno negli impianti chimici e per la produzione di alimenti, in edilizia, nelle costruzioni navali e nell'industria automobilistica e meccanica in generale.

Come si può osservare in figura 8, l'aumento della percentuale di magnesio provoca in queste leghe un incremento delle caratteristiche resistenziali (carichi di rottura e snervamento) e una diminuzione delle caratteristiche di duttilità (allungamento a rottura). Un effetto nella stessa direzione è dato dalla riduzione della sezione a freddo, che porta all'incrudimento del materiale. In figura, sono confrontati i dati per due leghe della serie 5xxx con diverse percentuali di magnesio, una lega della serie 3xxx (alluminio – manganese) e l'alluminio puro.

Un ulteriore vantaggio dell'aggiunta di magnesio consiste nel miglioramento resistenza alla corrosione e della resistenza a caldo del materiale.

La massima percentuale di magnesio utilizzata nelle leghe commerciali è del 5%.

Nonostante il magnesio formi composti intermetallici con l'alluminio (Al<sub>3</sub>Mg<sub>2</sub> e Al<sub>2</sub>Mg<sub>3</sub>), queste leghe non sono sottoposte a bonifica in quanto il miglioramento che si ottiene non è particolarmente marcato.

Caratteristiche tipiche delle leghe della serie 5xxx sono:

- Buona deformabilità, seppur inferiore a quella delle serie da incrudimento 1xxx e 3xxx.
- Buona resistenza alla corrosione, in ambienti marini anche superiore a quella della serie 1xxx.
- Buona saldabilità, paragonabile a quella della serie 1xxx.
- Discreta resistenza meccanica, funzione della percentuale di magnesio.

In tabella 3 sono riportati dei valori caratteristici delle proprietà meccaniche per queste leghe <sup>[6]</sup>.



Figura 8: Effetto dell'aggiunta di magnesio e dell'incrudimento sul carico di rottura (R), sul carico di snervamento ( $R_{p0.2}$ ) e sull'allungamento percentuale a rottura (A%) per leghe della serie 5xxx rispetto alla lega 3003 e all'alluminio puro.

PROPRIETÀ	VALORE	UDM
Carico di rottura	120 ÷ 280	MPa
Carico di snervamento	60÷130	MPa
Durezza	45 ÷ 75	НВ
Modulo elastico	70000	MPa
Allungamento percentuale a rottura	10% ÷ 25%	

Tabella 3: Proprietà meccaniche delle leghe di alluminio della serie 5xxx.

#### 1.2.5 – La serie 6xxx (alluminio – magnesio – silicio)

La seconda lega oggetto di studio in questo lavoro è una lega da trattamento termico appartenente alla serie 6xxx, dunque legata con magnesio e silicio.

Industrialmente, si tratta della famiglia di leghe di alluminio più utilizzata, per via dell'ottimo compromesso fra buona deformabilità, truciolabilità, saldabilità e buone proprietà meccaniche (seppur minori rispetto alla serie da trattamento termico 2xxx).

Le principali applicazioni si hanno in edilizia (per componenti strutturali) e nelle industrie navale, automobilistica e meccanica in generale.

In figura 9 è riportato il diagramma di stato alluminio – magnesio, in cui la fase  $\beta$  corrisponde al composto intermetallico Mg<sub>2</sub>Al<sub>3</sub>, che presenta una certa solubilità nella fase  $\alpha$  dell'alluminio. Tuttavia, come osservato

per leghe della serie 5xxx, il rafforzamento ottenuto con questo composto in seguito alla bonifica non è particolarmente significativo.

In virtù di ciò, nelle leghe della serie 6xxx è presente sempre anche il silicio, che forma con il magnesio il composto intermetallico Mg<sub>2</sub>Si, in grado invece di apportare un effetto di indurimento più marcato quando la lega sia sottoposta al processo di bonifica.

In figura 10 si riporta il diagramma di stato Al - Mg<sub>2</sub>Si: si osserva come l'intermetallico sia solubile nella fase  $\alpha$  dell'alluminio, con un limite massimo del 1,8% a 595°C. Tale diagramma è tuttavia valido quando il magnesio e il silicio siano presenti nelle quantità stechiometriche tali da formare il Mg<sub>2</sub>Si. Se è presente del magnesio in eccesso, la curva limite di solubilità dell'intermetallico si sposta verso sinistra (curve a = 1% Mg, b = 0,6% Mg e c = 0,2% Mg), diminuendo la quantità la quantità di Mg<sub>2</sub>Si che è possibile portare in soluzione solida e con essa i valori della resistenza meccanica ottenibile. Per questa ragione, si cerca sempre di limitare il magnesio in eccesso, mentre un eccesso di silicio non genera questo tipo di problema.

Valori tipici dei tenori di questi elementi sono 0,5%-1,2% per il magnesio e 0,4%-0,9% per il silicio.







Figura 10: Diagramma di stato Al-Mg<sub>2</sub>Si (porzione di interesse per le leghe della serie 6xxx)

Caratteristiche tipiche delle leghe della serie 6xxx sono:

- Alta formabilità a caldo: sono considerate le migliori leghe da estrusione.
- Buona deformabilità a freddo, sia allo stato ricotto, sia allo stato T4 (solubilizzazione e invecchiamento naturale).
- Buona resistenza alla corrosione e saldabilità.
- Ottima resistenza meccanica, funzione della quantità di elementi di lega, allo stato T6 (solubilizzazione e invecchiamento artificiale).

In tabella 4 sono riportati dei valori caratteristici delle proprietà meccaniche per queste leghe <sup>[6]</sup>.

PROPRIETÀ	VALORE	UDM
Carico di rottura	250 ÷ 350	MPa
Carico di snervamento	200 ÷ 250	MPa
Durezza	80 ÷ 100	НВ
Modulo elastico	70000	MPa
Allungamento percentuale a rottura	10% ÷ 15%	

Tabella 4: Proprietà meccaniche delle leghe di alluminio della serie 6xxx.

### 1.3 – La saldatura laser

Nella maggior parte delle applicazioni industriali, così come nel presente lavoro, la tecnologia di saldatura adottata per la produzione di TWB è la saldatura laser <sup>[1]</sup>.

La sorgente termica utilizzata per saldare è dunque un raggio laser, acronimo di *Light Amplification by Stimulated Emission of Radiation*, ovvero un fascio di luce (radiazione elettromagnetica) con caratteristiche di:

- Coerenza: i fotoni del raggio sono tutti in fase fra loro, sia nel tempo che nello spazio.
- Monocromaticità: i fotoni hanno tutti la stessa lunghezza d'onda, che dipende dal mezzo che ha generato il laser.
- Unidirezionalità: l'angolo solido sotteso dal fascio è molto piccolo, che corrisponde ad avere di fatto un raggio che si propaga in una sola direzione, a differenza delle sorgenti elettromagnetiche tradizionali.
- Elevata radianza: rispetto alle sorgenti tradizionali, l'energia emessa per unità di angolo solido è estremamente alta <sup>[8]</sup>.

La potenza generata dal fascio laser non è molto elevata, ma concentrata su una superficie molto piccola (*spot*) genera una densità di potenza molto maggiore rispetto a quella ottenibile con una saldatura tradizionale ad arco. Di conseguenza, viene prodotto un cordone di saldatura più stretto e profondo (figura 11) e una zona termicamente alterata di estensione minore.

Con la saldatura laser si possono giuntare una grande varietà di metalli e plastiche, da fogli molto sottili (0,01 mm) a piastre molto spesse (50 mm), in aria, utilizzando gas schermanti come elio, argon, o azoto. Risulta essere una tecnologia che garantisce alte qualità, precisione, prestazioni e velocità, una buona flessibilità e una bassa distorsione. Fornisce inoltre la possibilità di ottenere un processo completamente automatico.

Per questi motivi, le sue applicazioni sono in aumento, così come lo sviluppo di nuovi sistemi laser e processi di saldatura <sup>[9]</sup>.

#### 1.3.1 – Schema di funzionamento

Un laser è composto fondamentalmente da tre elementi:

- 1. Un mezzo attivo, cioè un materiale che possiede la capacità di emettere radiazioni elettromagnetiche (fotoni) quando attivato.
- 2. Un sistema di pompaggio.
- 3. Una cavità ottica, o risonatore ottico, ossia un sistema di concentrazione delle radiazioni emesse in un fascio.

Il sistema di pompaggio fornisce energia al mezzo attivo, portandolo ad uno stato eccitato che provoca l'emissione di fotoni. L'eccitazione avviene solitamente in maniera elettrica o ottica, ad esempio utilizzando lampade stroboscopiche, diodi laser, o altri sistemi.



Figura 11: Densità di potenza e geometria del cordone di saldatura ottenuti con saldatura laser e ad arco

La lunghezza d'onda dell'emissione dipende dal particolare mezzo attivo utilizzato, che può essere gassoso (ad esempio CO<sub>2</sub>, miscele di elio e neon, ecc.), liquido (metanolo, etanolo, o glicole etilenico con aggiunta di coloranti chimici) o solido (rubino, neodimio, semiconduttori, ecc.).

La concentrazione in un unico fascio delle radiazioni emesse avviene per mezzo del risonatore ottico (figura 12), ovvero un dispositivo le cui pareti interne sono tutte riflettenti ad eccezione di una, semiriflettente, che permette al raggio di fuoriuscire. Una volta all'esterno della cavità ottica, il raggio passa per una serie di lenti e specchi che consentono di regolarne la posizione, la concentrazione e l'ampiezza <sup>[8]</sup>.



#### 1.3.2 – Il processo di saldatura

Nella pratica industriale, ci sono diversi modi in cui è possibile eseguire una saldatura laser.

In primo luogo, è possibile fare una distinzione fra la modalità continua (*Continuous Wave*, CW), in cui la potenza viene mantenuta a un livello costante nel tempo, e la modalità pulsata (*Pulsating Wave*, PW), in cui vengono applicati al materiale una serie di impulsi.

Con una saldatura continua si ottiene sul metallo un cordone di saldatura, mentre con una saldatura pulsata si ottiene nel caso limite un solo punto, oppure più frequentemente una successione di punti, la cui distanza dipende dalla velocità di passata e dalla frequenza di pulsazione.

Sulla base invece della densità di potenza applicata è possibile distinguere fra saldatura per conduzione (con densità di potenza minori di 10<sup>6</sup> W/cm<sup>2</sup>) e saldatura per profonda penetrazione, anche nota come *keyhole welding* (con densità di potenza maggiori di 10<sup>6</sup> W/cm<sup>2</sup>). La differenza principale risiede nella forma della saldatura ottenuta, più stretta e profonda in caso di saldatura per profonda penetrazione. In figura 13 si ha una rappresentazione schematica di questi quattro meccanismi.

Quando un fascio laser viene indirizzato contro una superficie metallica, la sua energia viene trasferita al materiale e convertita in energia termica attraverso l'interazione con gli elettroni liberi del metallo.

La porzione di energia che viene trasferita, e dunque l'efficienza del processo di saldatura, dipende dalle proprietà del raggio (intensità, lunghezza d'onda, frequenza di pulsazione e divergenza) e dalle proprietà ottiche del materiale, essendo il laser un fascio luminoso.

L'energia incidente sulla superficie viene infatti per una frazione assorbita dal materiale, secondo il suo coefficiente di assorbimento, e per una frazione riflessa, secondo il suo coefficiente di riflessione (o riflettività), generalmente piuttosto alto nei materiali metallici.

Il coefficiente di assorbimento è funzione della temperatura del materiale e del suo stato fisico. All'aumentare della temperatura del metallo solido, si ha un leggero aumento del coefficiente di assorbimento. Quando il materiale raggiunge invece il punto di fusione, l'aumento con la temperatura diventa più marcato, come schematizzato in figura 14.



Figura 13: Illustrazione schematica di un punto e di un cordone di saldatura, ottenuti con laser pulsato o continuo, in modalità per conduzione o keyhole

Nella saldatura per profonda penetrazione, la temperatura e il coefficiente di assorbimento del metallo continuano a salire fino a superare il punto di ebollizione.

Al di sotto della superficie si forma quindi una fessura stretta e profonda detta foro di penetrazione o *keyhole*, che avanza insieme al laser e viene mantenuta aperta dalla pressione dovuta all'evaporazione del metallo.



Figura 14: Coefficiente di assorbimento dell'energia del laser in funzione della temperatura per metalli come acciaio o alluminio.

Una volta formato il *keyhole*, il coefficiente di assorbimento cresce molto a causa della riflessione multipla del laser che si verifica al suo interno.

Le temperature raggiunte sono così elevate che i vapori metallici si ionizzano formando una nube di plasma, che per una parte si mantiene all'interno del *keyhole* e per una parte fuoriesce, formando il cosiddetto pennacchio (*plume*), che in alcuni casi può essere accompagnato da gocce (schizzi) di metallo fuso.

Il plasma è fortemente conduttore, perciò il calore si trasferisce principalmente in profondità con la nube e in maniera minore in direzione laterale nel materiale: in questo modo, la zona termicamente alterata risulta avere un'estensione molto ridotta.

La nube di plasma che si forma al di sopra della superficie del pezzo, più grande per saldature più profonde, assorbe e disperde il fascio laser prima che esso arrivi nel *keyhole*, limitando molto l'energia che penetra in esso.

La stabilità del *keyhole* dipende da un equilibrio di forze fra la tensione superficiale del metallo fuso, che tende a chiudere la fessura, e la pressione esercitata dal vapore, che tende ad aprirla.

La saldatura per profonda penetrazione è più largamente utilizzata rispetto a quella per conduzione poiché produce saldature con un rapporto di aspetto (rapporto fra la profondità e la larghezza della saldatura) maggiore e una zona termicamente alterata più stretta. Tuttavia, questo tipo di meccanismo di saldatura può portare ad alcuni problemi, come instabilità, oscillazione del *keyhole* e chiusura intermittente di quest'ultimo, che spesso produce porosità a causa del gas che viene intrappolato. Inoltre, in alcune leghe di alluminio, un'alta velocità di saldatura (e dunque un'alta velocità di raffreddamento) in modalità *keyhole* può portare a un infragilimento della saldatura o della zona termicamente alterata.

La modalità per conduzione, nonostante produca saldature con un rapporto di aspetto minore, risulta essere invece un processo più stabile poiché la vaporizzazione del metallo non è presente, se non in maniera molto limitata rispetto che nella modalità per profonda penetrazione. Con la saldatura per conduzione, infatti, la densità di energia del fascio laser porta il materiale localmente a una temperatura compresa fra il suo punto di fusione e il suo punto di ebollizione <sup>[9] [10]</sup>.

#### 1.3.3 – Sistemi laser per la saldatura

Tradizionalmente, i sistemi di saldatura laser maggiormente utilizzati nell'industria meccanica sono di due tipi, e si differenziano per il mezzo attivo che genera il fascio laser, rispettivamente gas CO<sub>2</sub> o cristalli Nd:YAG. Queste tipologie di laser, tuttavia, presentano alcuni svantaggi che hanno portato allo sviluppo di tecnologie alternative, basate su mezzi attivi di più recente sviluppo. In particolare, i laser a CO<sub>2</sub>, nonostante le alte potenze che sono in grado di fornire, presentano delle difficoltà nel trasporto, che richiede una catena ottica con molti componenti (sistemi di specchi e lenti) e dunque poco flessibile. I laser a Nd:YAG offrono invece la possibilità di trasportare il fascio attraverso una fibra ottica, molto più flessibile, ma sono penalizzati dall'avere una scarsa efficienza energetica (rapporto fra la potenza del laser e la potenza elettrica assorbita), minore del 4%.

Negli ultimi anni, dunque, per far fronte a queste problematiche, sono arrivate sul mercato nuove tecnologie di saldatura laser, destinate a prendere il posto di quelle esistenti: si tratta dei laser a disco (Yb:disk) e dei laser a fibra (Yb:fiber), che garantiscono alte efficienze energetiche e flessibilità di trasporto del fascio. Nella tabella 5 sono riportate schematicamente alcune caratteristiche delle tipologie di laser fino a qui elencate <sup>[9]</sup>. Per via del recente sviluppo di queste tecnologie, sono pochi in letteratura gli studi in merito alla loro applicazione per la saldatura di TWB, in particolare per leghe di alluminio, il che conferisce un ulteriore elemento di originalità al presente studio. Il laser utilizzato è infatti a disco, di recente acquisto da parte dell'azienda.

	Laser a CO <sub>2</sub>	Laser Nd:YAG	Laser a fibra	Laser a disco
Mezzo attivo	Gassoso, miscela di CO <sub>2</sub> , N <sub>2</sub> , He	Solido, cristallo di granato di ittrio e alluminio (YAG) drogato al neodimio (Nd:Y <sub>3</sub> Al <sub>5</sub> O <sub>12</sub> )	Solido, fibra ottica drogata con elementi di terre rare come erbio, itterbio, neodimio, disprosio, praseodimio, tulio e olmio	Solido, cristallo di granato di ittrio e alluminio (YAG) drogato all'itterbio (Yb:YAG)
Lunghezza d'onda	10.6 μm (lontano infrarosso)	1.06 µm (vicino infrarosso)	1.07 μm (vicino infrarosso)	1.03 μm (vicino infrarosso)
Potenza	Massima 50 kW, mediamente 1 kW – 15 kW	Massima 10 kW, mediamente 50 W – 7 kW	Fino a 100 kW	Fino a 16 kW
Trasporto del fascio	Sistema di specchi e lenti	Fibra ottica	Fibra ottica	Fibra ottica
Efficienza	Fino al 20% [11]	1-4%	20-30%	15-20%

Tabella 5: Caratteristiche delle principali tecnologie di saldatura laser

#### 1.3.4 – Saldatura laser delle leghe di alluminio

Come visto in precedenza, la saldatura laser presenta diversi vantaggi rispetto alle tecniche di saldatura convenzionali. Tuttavia, la sua applicazione alle leghe di alluminio presenta lo svantaggio di avere un'affidabilità minore rispetto a quella di altri metalli di uso industriale, come l'acciaio.

La ragione risiede nelle proprietà fisiche di queste leghe, tra le quali la loro alta conducibilità termica e alta riflettività.

Il coefficiente di conducibilità termica delle leghe di alluminio dipende da diversi fattori, come la temperatura, la quantità di elementi di lega e il trattamento termico applicato alla lega.

In figura 15 è rappresentata la conducibilità termica a temperatura ambiente di alcune leghe di alluminio in funzione della loro percentuale di elementi di lega. Si osserva come questa sia solitamente maggiore per leghe che presentino una quantità minore di elementi leganti.



Figura 15: Conducibilità termica di alcune leghe di alluminio a temperatura ambiente in funzione della percentuale totale di elementi di lega

Il valore relativamente alto della conducibilità termica provoca un rapido trasferimento di calore nel momento in cui la lega è sottoposta a un fascio laser. Questo è uno svantaggio importante, poiché il calore diffonde nell'intero pezzo, ostacolando una concentrazione di energia nel bagno di fusione.

Di conseguenza, le leghe di alluminio richiedono energie del fascio laser maggiori rispetto ad altre leghe per essere saldate.

Rispetto agli acciai, le informazioni presenti in letteratura riguardo l'effetto di ciascun elemento legante sulla conducibilità termica sono minori e meno dettagliate. È tuttavia emerso da uno studio come la presenza di magnesio (usato nelle leghe 5xxx e 6xxx), e in minor misura di zinco e silicio (quest'ultimo usato nelle leghe 6xxx) diminuisca la conducibilità termica e la temperatura di fusione, aumentando la saldabilità delle leghe che includano tali elementi.

Un altro fattore che limita l'impiego della saldatura laser per le leghe di alluminio è la loro alta riflettività. In figura 16 viene rappresentata la riflettività in funzione della lunghezza d'onda della radiazione luminosa incidente per l'alluminio puro, confrontato con altri metalli di uso comune. Si osserva come i valori siano molto alti (superiori all'80%) per tutte le lunghezze d'onda rappresentate, perciò l'alluminio assorbe generalmente solo una piccola frazione della radiazione incidente.

La riflettività risulta maggiore per la lunghezza d'onda di un laser a  $CO_2$  (10,6 µm) rispetto a quella di un laser a Nd:YAG (1,06 µm) o Yb:YAG (1,03 µm), perciò questi ultimi risultano più indicati per la saldatura delle leghe di alluminio, in quanto consentono un maggiore assorbimento.

Rispetto ai valori del grafico, la riflettività può diminuire in presenza di elementi di lega ed è inoltre influenzata dalla presenza di uno strato di ossido, dalla presenza di altri contaminanti superficiali e dalla rugosità della superficie<sup>[9]</sup>.



Figura 16: Riflessività in funzione della lunghezza d'onda per diversi metalli <sup>[10]</sup>.

Altre caratteristiche fisiche delle leghe di alluminio che ne rendono difficoltosa la saldatura sono le seguenti:

- Presenza di uno strato di ossido superficiale con un elevato punto di fusione (2050 °C), che rende più difficile la fusione e aumenta il rischio di inclusioni.
- Alto coefficiente di espansione termica, che aumenta il ritiro da solidificazione e il conseguente rischio di cricche.
- Alta solubilità dell'idrogeno allo stato liquido, maggiore di quella allo stato solido, che può provocare inclusioni gassose ed eccessiva porosità.
- Bassa viscosità del bagno di fusione, che limita la sua espansione prima della solidificazione.
- Basso punto di ebollizione degli elementi di lega, che può portare a una loro perdita nella zona della saldatura.

L'esistenza di queste problematiche, unita allo sviluppo relativamente recente delle tecnologie di saldatura laser (in particolare per alcune tipologie di sorgente), fanno sì che la saldatura laser applicata alle leghe di alluminio sia un processo ancora non del tutto maturo e affidabile. Affinché venga accettato dall'industria, è necessario ottenere una tecnica di saldatura prevedibile, ripetibile, consistente e affidabile, che sia in grado di produrre, per ciascun materiale di interesse, saldature prive di difetti <sup>[12]</sup>.

### 1.4 – Tailor Welded Blanks in alluminio

Per quanto concerne l'impiego dell'alluminio nei TWB, oltre ai problemi legati alla saldatura di tale materiale appena discussi, un'ulteriore criticità risiede nel fatto che, a differenza di quanto accade nell'acciaio, generalmente il cordone di saldatura di una lega di alluminio risulta essere meno resistente rispetto al materiale base, a causa del cambiamento della sua microstruttura. In seguito al processo di saldatura, infatti, la microstruttura precedentemente presente viene sostituita da una microstruttura analoga a quella ottenuta dopo colata (*cast microstructure*) con grani equiassici di grandi dimensioni nel centro del cordone e grani di forma colonnare nelle aree adiacenti causate dal gradiente di temperatura (figura 17): questo porta a un decremento della duttilità rispetto al materiale base e dunque a una minore formabilità dei TWB realizzati con tali leghe.



Figura 17: Microstruttura della sezione trasversale di un cordone di saldatura in un TWB in alluminio

La composizione chimica risulta preservata, ma gli elementi leganti potrebbero essere distribuiti in maniera più disomogenea rispetto al materiale base. Inoltre, la forma e le dimensioni delle particelle di seconda fase vengono alterate dal processo di saldatura ed è possibile la formazione di pori nel materiale. Per tutte queste ragioni, i valori delle proprietà meccaniche dei TWB risultano più dispersi rispetto a quelli del materiale base. Nelle leghe di alluminio da incrudimento si assiste solo a un piccolo decremento del carico di snervamento dovuto all'effetto del rinvenimento, mentre nelle leghe da trattamento termico si osserva un calo più marcato dovuto al sovrainvecchiamento e alla ri-solubilizzazione.

Al contrario, nei TWB in acciaio si verifica un incremento della durezza che dipende dal contenuto di carbonio e dal metodo di saldatura. Anche in questo caso il processo di saldatura porta a una microstruttura analoga a quella ottenuta dopo colata (*cast microstructure*), ma i grani nel cordone risultano avere una dimensione minore rispetto a quelli nel materiale base. Per questo motivo, la durezza del cordone di saldatura aumenta, così come il carico di rottura e il carico di snervamento, mentre l'allungamento a rottura diminuisce. La zona termicamente alterata presenta invece valori di durezza intermedi fra quelli del cordone e quelli del materiale base.

Sono queste, in definitiva, le ragioni per le quali l'utilizzo delle leghe di alluminio per la produzione di *Tailored Welded Blanks* è in generale piuttosto limitato rispetto a quello dell'acciaio <sup>[1]</sup>.

Tuttavia, nonostante le difficoltà tecniche, la fabbricazione di tali componenti è comunque possibile. Babić e Šljivić (2002) <sup>[5]</sup> sostengono infatti che nell'industria dell'auto vi sia un significativo aumento dell'impiego di TWB in alluminio, ed è effettivamente possibile trovare sul mercato, seppur in piccolo numero, delle aziende che li commercializzano <sup>[13][14][15]</sup>.

#### 1.4.1 – Rassegna bibliografica

In letteratura scientifica, è possibile trovare una discreta quantità di ricerche in merito ai TWB in acciaio, mentre risultano in numero minore gli studi concernenti i TWB in alluminio. Le principali tecnologie di saldatura su cui sono presenti lavori di ricerca sono la saldatura laser (in particolare Nd:YAG) e la saldatura a frizione e rimescolamento (*Friction Stir Welding*).

Si riportano i principali lavori e risultati ottenuti in merito alla saldatura laser di TWB in alluminio delle serie 5xxx e 6xxx.

Shibata et al. (2003) <sup>[16]</sup> hanno studiato l'effetto della potenza del laser e della velocità di passata sulla qualità di saldature *bead-on-plate* effettuate con un laser Nd:YAG a doppio fascio (*twin spot beam*) su lamiere di alluminio EN AW 5183, individuando un range accettabile di tali parametri di processo. Da prove di trazione su saldature fra lamiere con diversi rapporti di spessore, è emerso come la rottura avvenisse nel materiale base di spessore minore solo nel caso in cui lo spessore minimo del cordone di saldatura fosse maggiore di almeno il 10% della lamiera di spessore minore. Da una prova di formabilità (*ball elongation test*) su una saldatura con spessori 1 mm – 2 mm si è ottenuta una deformazione pari al 70% di quella del materiale base di spessore maggiore. È stato infine fabbricato un componente reale (portellone posteriore di un'auto) dallo stampaggio di un TWB in lega d'alluminio e ne è stata confrontata la rigidezza con lo stesso componente realizzato in acciaio, ottenendo prestazioni pari o superiori.

In uno studio condotto da Friedman e Kridli (2000) <sup>[17]</sup> sono state investigate le proprietà meccaniche e microstrutturali di giunzioni saldate tramite laser fra leghe di alluminio delle serie 5xxx e 6xxx. Dai risultati di prove di trazione si è osservato come in giunzioni fra lamiere dello stesso spessore la rottura avvenisse nella saldatura, mentre in giunzioni fra lamiere di spessori diversi la rottura avvenisse nel metallo base di spessore minore. La causa di questo comportamento è stata individuata nella geometria del cordone di saldatura, in quanto nel caso di spessori diversi è presente materiale sufficiente per creare una zona di transizione fra le due dimensioni, mentre in caso di spessori uguali è più probabile che si verifichi una riduzione della sezione resistente in corrispondenza del cordone. È emerso inoltre come la lamiera di spessore minore abbia subito una deformazione a rottura molto maggiore rispetto alla lamiera di spessore maggiore. Sono state infine condotte prove di formabilità (*limiting dome height tests*) che hanno evidenziato come tale proprietà dipenda dall'orientazione della linea di saldatura: si sono osservati buoni risultati con la linea di saldatura inclinata di 45° rispetto alla direzione di stiramento della lamiera.

Bagheri et al. (2020) <sup>[18]</sup> hanno confrontato il carico di rottura e la formabilità di giunzioni fra lamiere di alluminio EN AW 6061 con spessori 1,2 mm – 0,8 mm ottenute per mezzo di tre diversi metodi saldatura: laser CO<sub>2</sub>, *Friction Stir Welding (FSW)* e *Friction Stir Vibrating Welding (FSVW)*. I parametri ottimali per ciascun metodo sono stati individuati applicando il metodo di Taguchi, facendo variare tre parametri su tre livelli e massimizzando la formabilità delle giunzioni saldate misurata per mezzo di opportune prove (*limiting dome height tests*). Utilizzando tali parametri sono state costruite le curve limite di formabilità per ciascun metodo di saldatura. Le saldature FSW e FSVW hanno presentato caratteristiche di formabilità e resistenza superiori rispetto alle saldature laser, a causa della migliore microstruttura della saldatura risultante da tali metodi, che presenta grani di dimensioni minori.

Un lavoro condotto da Jie et al. (2007)<sup>[19]</sup> ha previsto l'esecuzione di prove di trazione e formabilità su provini saldati laser (Nd:YAG) in alluminio EN AW 5754 di spessori 1 mm – 1,3 mm, sulla base delle quali è stato costruito un modello a elementi finiti in grado di predire i limiti di formabilità della giunzione.

Liu et al. (2016) <sup>[20]</sup> hanno invece osservato l'effetto del rapporto di spessore sulla formabilità di saldature laser (Nd:YAG) fra lamiere di alluminio EN AW 6082 utilizzando un particolare processo, che prevede un riscaldamento preliminare (solubilizzazione) del TWB, una tempra in stampo e un invecchiamento artificiale. È stato osservato, tramite misure di durezza, come le proprietà meccaniche della saldatura siano state ripristinate in seguito al processo. Inoltre, è stato evidenziato come l'allontanamento della linea di saldatura dalla sua posizione originale in seguito alla deformazione sia maggiore per rapporti di spessore maggiori. È stato infine ricavato un modello agli elementi finiti del processo che ha permesso di analizzare il movimento della linea di saldatura e la distribuzione delle deformazioni.

Uno studio di Shakeri et. al (2002) <sup>[21]</sup>, infine, ha previsto l'esecuzione prove di formabilità (*limiting dome height*) su giunzioni laser (Nd:YAG) e a fascio elettronico fra lamiere di alluminio EN AW 5754 con diversi rapporti di spessore. Sono state osservate due modalità di frattura: nella saldatura e nel materiale base. La posizione della frattura sembra dipendere da diversi fattori, tra cui il rapporto di spessore, l'orientazione della saldatura e la presenza/assenza di difetti superficiali. A parità di altri parametri, è emerso come la formabilità della giunzione diminuisca all'aumentare del rapporto di spessore. Infine, è stato evidenziato come le caratteristiche della saldatura siano fortemente influenzate dalla presenza di difetti di saldatura, dalla loro tipologia e dalla loro distribuzione. La perdita di formabilità rispetto al materiale di base risulta fortemente influenzata dalla qualità della saldatura, soprattutto per bassi rapporti di spessore.

# 1.5 – Scopo dello studio

L'obiettivo principale di questa tesi sperimentale è la caratterizzazione meccanica e microstrutturale parametrica di giunti saldati mediante un laser a disco fra due lamiere in lega di alluminio delle serie 5xxx e 6xxx che presentano una differenza di spessore.

In particolare, si vuole studiare, per due diverse leghe di alluminio (EN AW 5754 ed EN AW 6016), l'effetto dei principali parametri di saldatura (potenza, velocità di passata e posizione focale) sulla microstruttura delle giunzioni, sulla loro resistenza a trazione e sulla loro formabilità, misurata per mezzo di prove Erichsen.

Lo studio è stato svolto in collaborazione con l'azienda *CO.ST.AT s.r.l.* di Piobesi Torinese (TO), operante nel settore della prototipazione per l'industria automobilistica e interessata allo sviluppo e alla commercializzazione di *Tailor Welded Blanks* in lega di alluminio.

L'azienda ha identificato tramite un approccio *trial and error* una combinazione di parametri in grado di fornire saldature con un buon aspetto: si vuole, per mezzo di un'opportuna campagna sperimentale, confermare in maniera scientifica l'efficacia della combinazione individuata, o in alternativa ottenere delle indicazioni per il miglioramento del processo.

Attraverso la caratterizzazione dei giunti, si vuole inoltre acquisire una maggiore conoscenza sul processo di saldatura e quantificare le prestazioni ottenibili dai materiali oggetto di studio.

Questo lavoro di ricerca rappresenta un primo passo verso lo sviluppo del prodotto, e pone delle basi per ulteriori studi e approfondimenti futuri che possano portare ad una produzione affidabile da parte dell'azienda di TWB in alluminio.

# 2 – Materiali e procedura sperimentale

## 2.1 – Materiali

Nel presente lavoro, sono state caratterizzate due leghe di alluminio in forma di lamiera appartenenti alle serie 5xxx e 6xxx, entrambe largamente utilizzare nel settore dell'auto.

In particolare, le due leghe oggetto di studio sono le seguenti:

- EN AW 5754
- EN AW 6016

Le composizioni chimiche delle due leghe sono riportate nelle tabelle 6<sup>[22]</sup> e 7<sup>[23]</sup>.

		AI	Mg	Mn	Si	Fe	Cr	Zn	Ti	Cu	Residui
EN AW	Min	94,2%	2,6%								
5754	Max	97,4%	3,6%	0,5%	0,4%	0,4%	0,3%	0,2%	0,15%	0,1%	0,15%

Tahella 6 <sup>.</sup>	Composizione	chimica della	leaa FN AW 5754
abena o.	composizione	cillinica acha	icgu Livitiv 373+

		AI	Si	Mg	Fe	Mn	Zn	Cu	Ti	Cr	Residui
EN AW	Min	96,4%	1%	0,25%							
6016	Max	98,8%	1,5%	0,6%	0,5%	0,2%	0,2%	0,2%	0,15%	0,1%	0,15%

Tabella 7: Composizione chimica della lega EN AW 6016

Per entrambe le leghe sono state utilizzate lamiere di spessori 2 mm e 1,2 mm.

# 2.2 – Impostazione generale

La campagna sperimentale ha previsto lo studio dell'influenza dei parametri di processo sulle caratteristiche della saldatura ottenuta.

I parametri su cui si è deciso di intervenire sono la potenza del laser *P*, la velocità di passata *V* e la posizione focale del fascio *F*, mentre si sono mantenute costanti le altre variabili di processo, come il rapporto di spessore.

La posizione focale *F* indica la posizione del punto di fuoco del raggio laser in relazione alla superficie del pezzo, e assume valore 0 se il raggio viene focalizzato esattamente sulla superficie, valori positivi (in mm) se il punto di fuoco viene posto al di sopra della superficie, valori negativi se viene posto al di sotto.

È noto sia dalla letteratura scientifica <sup>[12]</sup>, sia dall'esperienza degli operatori responsabili del processo di saldatura, come queste tre variabili abbiano sicuramente un impatto sul risultato ottenuto.

Le risposte utilizzate per quantificare la qualità di giunti saldati sono state il carico di rottura, misurato per mezzo di prove di trazione uniassiali, e l'Indice Erichsen, misurato per mezzo di prove Erichsen. Sono inoltre state effettuate delle metallografie della sezione trasversale delle saldature, al fine di valutare la geometria della saldatura e ottenere una migliore comprensione dei fenomeni verificatisi.

In accordo con quanto riportato in letteratura, si è ritenuto opportuno misurare la formabilità in luogo di altre proprietà meccaniche (ad esempio il limite di fatica) poiché essa risulta più rilevante considerando lo stampaggio a cui il componente reale (il *tailored blank*) verrà effettivamente sottoposto.

È stato inoltre caratterizzato con le stesse prove anche il materiale base, per poter quantificare la differenza nelle proprietà meccaniche apportata dalla presenza della saldatura.

L'analisi effettuata in questo lavoro prende le mosse da una serie di test preliminari condotti internamente dall'azienda per la messa a punto del processo. Sono state eseguite diverse saldature fra lamiere con combinazione di spessore 2 mm – 1,2 mm intervenendo su vari fattori e valutando il risultato tramite ispezione visiva. Sulla base di queste prove, l'azienda ha perfezionato alcuni dettagli del processo ed è riuscita a identificare una terna di *P*, *V*, *F* che permettesse di ottenere saldature prive di difetti macroscopici. Faremo riferimento a queste condizioni utilizzando il vettore  $L_0 = [P_0, V_0, F_0]$ , che rappresenta un punto nello spazio tridimensionale delle variabili *P*, *V*, *F*.

Tale fase preliminare è stata tuttavia condotta senza effettuare prove di caratterizzazione, e dunque senza quantificare in maniera oggettiva la qualità delle saldature ottenute. Inoltre, è stato seguito un approccio *trial and error*, che non garantisce che la soluzione trovata sia ottimale.

Si è ritenuto opportuno, dunque, oltre ad analizzare la saldatura ottenuta utilizzando i parametri del vettore  $L_0$ , studiare l'effetto di una loro variazione nell'intorno di tale punto, con l'obiettivo di identificare la combinazione di variabili che fornisce i migliori risultati in termini di proprietà meccaniche, partendo dall'ipotesi che il punto  $L_0$  si trovi vicino a tale condizione.

Si tratta dunque di un problema di ottimizzazione dei parametri di processo, che può essere affrontato in diverse maniere.

In una rassegna bibliografica condotta da Benyounis e Olabi (2008) <sup>[24]</sup> vengono esaminati vari metodi statistici e numerici presenti in letteratura per risolvere problemi di questo tipo, con particolare riferimento ai processi di saldatura. Le tecniche di ottimizzazione prese in considerazione sono il metodo di Taguchi, le reti neurali artificiali, gli algoritmi genetici, i piani fattoriali e la metodologia della superficie di risposta. Nella rassegna sono riportati i risultati principali di un gran numero di studi ottenuti applicando con successo tali metodi e vengono evidenziati gli aspetti positivi e negativi di ciascuno di essi. Confrontando le diverse tecniche, gli autori concludono che la *metodologia della superficie di risposta* (o *Response Surface Methodology*, RSM) funzioni meglio delle altre quando non sia possibile effettuare un grande numero di esperimenti. In più, essa consente di ottenere un modello matematico del sistema in esame e di quantificare il contributo di ciascun fattore di input sul valore della risposta.

Negli anni successivi alla pubblicazione della rassegna, inoltre, altri studi <sup>[25][26]</sup> sono stati condotti con successo applicando l'RSM per ottimizzare processi di saldatura laser fra lamiere di spessori diversi finalizzate proprio alla realizzazione di TWB in acciaio.

Per queste ragioni, e poiché il nostro particolare problema si presta particolarmente bene ad essere affrontato con tale tecnica, si è deciso di adottarla in questo studio.

Inoltre, il fatto che non esistano ancora in letteratura applicazioni dell'RSM a saldature laser su leghe di alluminio con spessori diversi, conferisce ulteriore originalità al presente lavoro.

#### 2.2.1 – Cenni sulla Metodologia della Superficie di Risposta

La metodologia della superficie di risposta è una raccolta di tecniche statistiche e matematiche utili per sviluppare, migliorare e ottimizzare dei processi. Viene utilizzata industrialmente per la progettazione e lo sviluppo di nuovi prodotti oppure per il miglioramento di prodotti già esistenti.

In particolare, trova applicazione in situazioni in cui diverse variabili di ingresso influenzino potenzialmente una o più variabili di uscita, che sono in genere una misura delle prestazioni o un indicatore della qualità del prodotto o processo. Ciascuna variabile di uscita prende il nome di *risposta* ed è tipicamente misurata in una scala continua. Le variabili di ingresso sono chiamate *variabili indipendenti* o *fattori*, e sono soggette al controllo di chi conduce gli esperimenti.

In figura 18 è riportato un esempio relativo a un processo chimico, in cui si hanno due variabili di ingresso (il tempo  $\xi_1$  e la temperatura di reazione  $\xi_2$ ) e una sola variabile di uscita (la resa y del processo). Ad ogni coppia

di  $\xi_1$  e  $\xi_2$  corrisponde un valore della risposta y. La relazione fra le tre variabili può essere rappresentata graficamente con una superficie posta sopra il piano tempo-temperatura (da cui il nome della metodologia), oppure con delle curve di livello.

Se la relazione è nota, risulta immediato identificare i livelli dei fattori che producono il massimo valore della risposta. Tuttavia, nella maggior parte delle situazioni pratiche, la superficie di risposta reale è sconosciuta. Il campo dell'RSM, dunque, consiste in strategie sperimentali per esplorare lo spazio del processo (o delle variabili indipendenti), nella modellazione empirica e statistica per sviluppare una relazione approssimante adeguata fra la risposta e le variabili di processo, e in metodi di ottimizzazione per trovare i livelli o i valori delle variabili di processo che producono valori desiderati della risposta.



Figura 18: A sinistra, una superficie di risposta teorica che mostra la relazione fra la resa y di un processo chimico e le variabili di processo tempo ( $\xi_1$ ) e temperatura di reazione ( $\xi_2$ ). A destra, le corrispondenti curve di livello.

In generale, supponiamo di avere un processo che coinvolga una risposta y, il cui valore dipenda da k variabili di input controllabili  $\xi_1$ ,  $\xi_2$ , ...,  $\xi_k$ . La relazione reale, teorica, può essere scritta come:

$$y = f(\xi_1, \xi_2, \dots, \xi_k) + \epsilon$$

In cui f è la forma dell'effettiva funzione di risposta, sconosciuta e probabilmente molto complicata. Il termine  $\varepsilon$  rappresenta invece tutte le altre fonti di variabilità di cui non si tiene conto in f: include dunque effetti come errori di misurazione, altre fonti di variazione intrinseche al sistema (rumore, errori casuali o sistematici, ecc.), l'effetto di altre variabili magari sconosciute, e così via.  $\varepsilon$  viene trattato come un errore statistico, e si assume che abbia una distribuzione normale con media zero e varianza  $\sigma^2$ . Di conseguenza, il valore atteso della risposta è pari a:

$$E(y) \equiv \eta = E[f(\xi_1, \xi_2, ..., \xi_k)] + E(\epsilon) = f(\xi_1, \xi_2, ..., \xi_k)$$

Le variabili  $\xi_1$ ,  $\xi_2$ , ...,  $\xi_k$  sono dette *variabili naturali*, poiché sono espresse nella loro naturale unità di misura (W, m/s, °C, ecc.). Nell'RSM è conveniente trasformare le variabili naturali in *variabili codificate*  $x_1$ ,  $x_2$ , ...,  $x_k$  le quali sono usualmente definite in maniera da essere adimensionali.

In termini di variabili codificate, il valore atteso della superficie di risposta effettiva si può scrivere come:

#### $\eta = f(x_1, x_2, \dots, x_k)$

Poiché la forma reale della funzione di risposta *f* è sconosciuta, è necessario approssimarla basandosi sui dati osservati dal sistema in esame e costruendo dunque un modello empirico. Solitamente, in una regione relativamente piccola dello spazio delle variabili indipendenti, è appropriato utilizzare un polinomio del primo o del secondo ordine. Un polinomio del primo ordine è adeguato per approssimare una superficie che presenti poca curvatura, ad esempio in una regione dello spazio delle variabili che si trovi sufficientemente lontana da un punto di massimo (come nel punto A della figura 18). Se invece la regione analizzata presenta una curvatura marcata (come nel punto B di figura 18), un'approssimazione adatta viene fornita da un modello del secondo ordine.

La forma generale di un modello del primo ordine è la seguente. Geometricamente esso rappresenta un iperpiano nello spazio delle variabili indipendenti:

$$\eta = \beta_0 + \sum_{j=1}^k \beta_j x_j$$

A questo modello è possibile aggiungere, se necessario, dei termini di interazione che aggiungono una curvatura all'iperpiano:

$$\eta = \beta_0 + \sum_{j=1}^k \beta_j x_j + \sum_{i < j = 2}^k \beta_{ij} x_i x_j$$

Infine, un modello completo del secondo ordine include anche le variabili al quadrato, può assumere diverse forme anche più complesse, e si esprime come:

$$\eta = \beta_0 + \sum_{j=1}^k \beta_j x_j + \sum_{i < j} \sum_{j=2}^k \beta_{ij} x_i x_j + \sum_{j=1}^k \beta_{jj} x_j^2$$

In questi modelli, i coefficienti  $\beta$  sono incogniti e devono essere stimati a partire dai dati raccolti sul sistema in analisi. Tale stima dei coefficienti prende il nome di *fitting* (o accostamento) del modello, è uno degli obiettivi principali dell'RSM e rientra nelle tecniche statistiche dell'*analisi della regressione*.

Le equazioni qui presentate sono infatti dei *modelli di regressione lineare multipla*. Il termine "lineare" si utilizza poiché il modello polinomiale è una funzione lineare nelle incognite  $\beta$ . Se infatti consideriamo ad esempio un modello del secondo ordine con due variabili indipendenti:

$$y = \beta_0 + \beta_1 x_1 + \beta_2 x_2 + \beta_{11} x_1^2 + \beta_{22} x_2^2 + \beta_{12} x_1 x_2 + \epsilon$$

Possiamo porre:  $x_3 = x_1^2$ ,  $x_4 = x_2^2$ ,  $x_5 = x_1x_2$ ,  $\beta_3 = \beta_{11}$ ,  $\beta_4 = \beta_{22}$ ,  $\beta_5 = \beta_{12}$  e ottenere l'espressione nella forma:

$$y = \beta_0 + \beta_1 x_1 + \beta_2 x_2 + \beta_3 x_3 + \beta_4 x_4 + \beta_5 x_5 + \epsilon$$

In generale, dunque, si può sempre esprimere il modello di regressione in una forma del tipo:

$$y = \beta_0 + \sum_{j=1}^k \beta_j x_j + \epsilon$$

Le variabili  $x_1, x_2, ..., x_k$  sono dette variabili di regressione o regressori e sono, a seconda del modello utilizzato, in numero k.

I coefficienti  $\beta_0$ ,  $\beta_1$ , ...,  $\beta_k$  sono invece detti *coefficienti di regressione* e sono in numero p = k+1.

Per costruire il modello di regressione, è necessario condurre degli esperimenti e misurare il valore della risposta y facendo assumere diversi valori (o livelli) alle variabili di regressione. Dopodiché, attraverso il *metodo dei minimi quadrati*, si individuano i valori dei coefficienti  $\beta$  tali per cui il polinomio approssima nella maniera migliore i dati sperimentali. Tali valori si indicano come  $b_j$  con j = 0, 1, ..., k e prendono il nome di *stimatori dei coefficienti di regressione*.

Una volta ricavati tali stimatori, si effettuano una serie di test statistici per verificare l'adeguatezza del *fitting* ottenuto, ad esempio verificando che ciascuno dei termini del modello contribuisca in maniera statisticamente significativa a giustificare la variabilità dei punti sperimentali. Tali procedure saranno approfondite nei capitoli successivi.

Al fine di ottenere una buona approssimazione della superficie di risposta reale, è di cruciale importanza pianificare con accortezza la fase di raccolta dei dati. A tale scopo, sono stati sviluppati degli specifici piani (o *design*) sperimentali prendono il nome di *piani per le superfici di risposta*. La scelta di un particolare piano rispetto a un altro è funzione del tipo di modello che si prevede di costruire.

Se si ha poca conoscenza del prodotto o del processo e non si ha alcuna informazione sulla collocazione del punto di ottimo nello spazio delle variabili, può essere opportuno condurre degli esperimenti preliminari al fine di determinare una regione in cui presumibilmente questo possa trovarsi. In questa fase risulta più opportuno costruire un modello del primo ordine, che può essere ricavato con un minor numero di prove sperimentali e consente di determinare la direzione in cui spostare i livelli delle variabili indipendenti per avvicinare il processo alla regione ricercata. Un esperimento di questo tipo dev'essere condotto utilizzando un certo tipo di *design*.

Se invece, come nel nostro caso, lo sperimentatore ha già qualche indicazione sulla regione dello spazio delle variabili in cui presumibilmente si trovano le condizioni ottimali cercate, risulta più opportuno costruire un modello del secondo ordine, che risulta più accurato e permette di individuarle con maggiore precisione. La costruzione di un modello del secondo ordine richiede l'esecuzione di un maggior numero di prove (almeno 1 + 2k + k(k-1)/2 punti distinti), la scelta di almeno tre livelli delle variabili indipendenti, e l'applicazione di determinati design sperimentali.

In questo lavoro, per la pianificazione degli esperimenti, si è ritenuto opportuno utilizzare un *Box-Behnken Design* (BBD) a tre fattori. Si tratta di uno dei design più utilizzati nell'ambito dell'RSM e risulta molto efficiente in termini di numero di prove richieste ai fini della costruzione di modelli del secondo ordine.

È opportuno esprimere i livelli delle variabili in maniera codificata, utilizzando i valori -1, 0, 1. Con riferimento alla figura 19, che rappresenta lo spazio tridimensionale delle variabili indipendenti, nel punto centrale del cubo i fattori assumono tutti il valore 0, mentre sui lati assumono il valore 1 o -1. I livelli superiore e inferiore delle tre variabili sono

ottenuti in maniera simmetrica, ovvero sommando o sottraendo la stessa quantità al valore centrale. Il Box-Behnken Design prevede di condurre diverse prove mantenendo costante volta per volta uno dei tre fattori al livello 0 ed eseguendo un piano fattoriale a due fattori e due livelli (2<sup>2</sup>) con i due rimanenti, fra i livelli -1 e 1. A questi 12 esperimenti, è necessario aggiungere un certo numero  $n_c$  (da 3 a 5) di *prove centrali (center runs*) condotte nel punto [0, 0, 0] che hanno la funzione di fornire una stima della variabilità naturale del processo, utile per effettuare dei test statistici che assicurino a posteriori la validità del modello. Non si tratta di misure ripetute dello stesso esperimento ma di veri e propri esperimenti separati, seppur condotti con gli stessi livelli delle variabili indipendenti. La tabella 8 riporta in maniera esplicita le combinazioni di fattori da utilizzare per ciascuna prova, con un vettore di prove centrali nell'ultima riga.

Il BBD è un design sferico, in quanto tutti i punti sperimentali si trovano alla stessa distanza ( $\sqrt{2}$ ) dal punto centrale. A differenza di altri design tipici dell'RSM come il *Central Composite Design* (CCD) riportato in figura 20, non vengono esplorati i punti che si trovano negli angoli del cubo. Nel nostro caso, questo rappresenta un vantaggio, in quanto si evita di condurre delle prove con delle combinazioni di parametri di saldatura che risulterebbero troppo estreme, avendo ad esempio contemporaneamente tutti i fattori al livello alto ([1, 1, 1]) o basso ([-1, -1, -1]) <sup>[27]</sup>.



Figura 19: Il Box-Behnken Design a tre fattori



Figura 20: Il Central Composite Design a tre fattori

N° Prova	<b>X</b> 1	<b>X</b> 2	X <sub>3</sub>
1	-1	-1	0
2	-1	1	0
3	1	-1	0
4	1	1	0
5	-1	0	-1
6	-1	0	1
7	1	0	-1
8	1	0	1
9	0	-1	-1
10	0	-1	1
11	0	1	-1
12	0	1	1
13	0	0	0

Tabella 8: Combinazioni di fattori previste per le prove dal Box-Behnken Design a tre fattori

### 2.3 – Pianificazione degli esperimenti

Nell'applicazione dell'RSM al nostro caso, le variabili di ingresso sono la potenza P (W), la velocità di passata V (m/min) e la posizione focale F (mm), utilizzate per effettuare ciascuna saldatura, mentre le variabili di uscita sono il carico di rottura *UTS* (MPa) e l'indice Erichsen *IE* (mm) misurati con le prove opportune. Gli esperimenti sono stati condotti in parallelo per entrambe le leghe oggetto di studio.

Il punto [0, 0, 0] corrisponde al vettore  $L_0$  dei parametri di saldatura individuato dall'azienda con le prove preliminari, uguale per entrambe le leghe. L'intervallo di variazione di ciascun fattore, che determina i livelli superiore e inferiore, è stato scelto in accordo con gli operatori del processo saldatura, al fine di avere una regione di sperimentazione sufficientemente ampia per poter apprezzare delle differenze nella risposta, ma tale da generare comunque delle saldature dall'aspetto macroscopico accettabile, almeno nella maggior parte dei casi.

Il piano sperimentale completo adottato per ogni lega è riportato in tabella 9, in cui ciascuna delle righe rappresenta una diversa condizione sperimentale. Sono state condotte  $n_c = 4$  prove centrali, per un totale dunque di 16 saldature. Per preservare il segreto industriale, non è possibile riportare in maniera esplicita in questo lavoro i livelli delle variabili adottate, perciò se ne riportano i valori adimensionali.

Ciascun punto sperimentale è identificato da un codice, al quale sarà aggiunto il prefisso 5- o 6- per identificare le due leghe, a seconda che si tratti della lega EN AW 5754 o della lega EN AW 6016. In figura 21 è riportata una rappresentazione grafica di ciascun codice nello spazio delle variabili indipendenti.

Per ciascuna condizione sperimentale sono state eseguite un'analisi metallografica della saldatura, due prove di trazione e tre prove Erichsen. Il valore della riposta (*UTS* o *IE*) in ogni punto è calcolato come media del valore ottenuto in ogni prova.

Tutte le saldature sono state effettuate fra due lamiere della stessa lega, una con spessore 2 mm, l'altra con spessore 1,2 mm. Il rapporto di spessore è dunque 0,6.

Oltre alle saldature è stato caratterizzato anche il materiale base, effettuando per ogni lega tre prove di trazione su provini di spessore 2 mm e tre prove Erichsen per ciascuno dei due spessori coinvolti. Mentre la formabilità è infatti influenzata in maniera più marcata dallo spessore della lamiera, il carico di rottura non presenta variazioni significative per piccole differenze di spessore.

Codice Prova	Potenza	Velocità	Posizione Focale
01	-1	-1	0
02	-1	1	0
03	1	-1	0
04	1	1	0
05	-1	0	-1
06	-1	0	1
07	1	0	-1
08	1	0	1
09	0	-1	-1
10	0	-1	1
11	0	1	-1
12	0	1	1
13	0	0	0
14	0	0	0
15	0	0	0
16	0	0	0

Tabella 9: Piano sperimentale per ciascuna lega



Figura 21: Rappresentazione grafica dei punti sperimentali nello spazio delle variabili

# 2.4 – Realizzazione dei provini

#### 2.4.1 – Provini saldati

La fabbricazione dei provini ha previsto, in primo luogo, il taglio laser di rettangoli di lamiera di dimensioni 122x408 mm con spessori 1,2 mm e 2 mm. Ciascuno dei punti sperimentali in tabella 9 ha richiesto una coppia di rettangoli con adeguato rapporto di spessore.

Ogni coppia è stata poi saldata testa-testa lungo il lato di lunghezza maggiore, dopodiché, da ciascuna saldatura sono stati tagliati i provini opportuni utilizzando un processo di taglio ad acqua.

Il processo di saldatura è avvenuto presso la sede della *CO. ST. AT. s.r.l.* L'azienda dispone di un impianto *TRUMPF TruLaser Cell 7040* (figura 22) che può essere utilizzato sia per la saldatura che per il taglio laser 3D, previa sostituzione della testa operatrice. Il laser utilizzato è un laser a disco *TRUMPF TruDisk 4001*, con una potenza massima di 4000 W e una lunghezza d'onda del fascio di 1,030 µm. La testa di saldatura è riportata in figura 23.



Figura 22: L'impianto di taglio e saldatura laser TRUMPF TruLaser Cell 7040



Figura 23: La testa di saldatura laser

Per il fissaggio dei componenti, è stata progettata e realizzata appositamente una maschera di saldatura in acciaio (figura 24). Essa si compone essenzialmente di una lamiera spessa 6 mm che presenta un'asola centrale in corrispondenza del segmento in cui avviene la saldatura, per consentire lo scarico del materiale



Figura 24: La maschera di saldatura

fuso. La lamiera è stata sottoposta a una lavorazione di lapidellatura, al fine di ottenere delle superfici con un'ottima planarità e finitura superficiale. Tramite degli opportuni fori, sulla maschera sono state inserite delle spine calibrate per il posizionamento dei rettangoli e due coppie di viti necessarie per il fissaggio. La procedura di bloccaggio è la seguente (figura 25):

- a. Il rettangolo di spessore maggiore è posizionato utilizzando come riferimento tre spine calibrate ed è bloccato con un'asta in acciaio che presenta due fori e viene fissata alla maschera per mezzo di due dadi.
- b. Il rettangolo di spessore minore è posizionato utilizzando come riferimento una quarta spina calibrata e il lato maggiore del rettangolo precedentemente posizionato, poi viene fissato con un'ulteriore asta in acciaio e altri e due dadi.



Figura 25: Procedura di bloccaggio dei rettangoli

Prima dell'esecuzione delle saldature sono state eseguite alcune operazioni di preparazione dell'attrezzatura. Innanzitutto, la maschera di saldatura è stata posizionata sulla tavola portapezzi presente nell'area di lavoro della cella allineando i suoi lati al sistema di riferimento della macchina. Per eseguire quest'operazione con precisione ci si è serviti di un joystick per il movimento manuale della testa e della telecamera presente su di essa: muovendo la testa lungo uno degli assi ci si è assicurati attraverso la telecamera di trovarsi sempre lungo lo spigolo della maschera. Una volta posizionata correttamente, la maschera è stata fissata al tavolo utilizzando due morse.

Si è passati poi alla stesura del programma di saldatura, utilizzando ancora una volta il joystick di movimentazione manuale per indicare alla testa i movimenti da compiere e le coordinate da raggiungere. Il processo di saldatura programmato prevede 3 passate differenti. Innanzitutto, vengono eseguite delle tacche di posizionamento: trattandosi di un cordone abbastanza lungo (circa 400 mm), è possibile che a causa delle azioni termiche i due pezzi si deformino allontanandosi e si perda il contatto fra i due lembi nella parte finale della saldatura.

Per evitare questo problema, vengono realizzati tre segmenti lunghi circa 50 mm nelle parti iniziale, finale e centrale del cordone (in quest'ordine) utilizzando una potenza molto bassa e un fascio laser pulsato. Non si tratta di una vera e propria saldatura, ma assicura il posizionamento corretto dei pezzi nelle passate successive.

Subito dopo, viene eseguita la prima passata di saldatura effettiva. Il pezzo viene poi liberato dal sistema di bloccaggio, ruotato, e bloccato nuovamente con la discontinuità rivolta verso il basso, per eseguire una seconda passata di saldatura nella parte posteriore, che non viene fusa completamente con la prima. Entrambe le passate utilizzano un fascio laser continuo.

Poiché la discontinuità di spessore viene coinvolta nella prima passata, è su di essa che si è effettuata l'ottimizzazione dei parametri di saldatura, mentre si sono mantenuti sempre costanti i parametri utilizzati per la passata finale

Nell'esecuzione delle tacche di posizionamento e della prima passata, la testa di saldatura viene mantenuta inclinata di un angolo di 20° rispetto all'asse verticale. In questo modo il raggio è indirizzato sulla parte superiore del piano di contatto fra i due pezzi, come schematizzato in figura 26. Per la passata finale, invece, il raggio è mantenuto perpendicolare al piano formato dai pezzi.



Figura 26: Rappresentazione schematica dell'inclinazione della testa laser nell'esecuzione delle tacche e nella prima passata.

Nell'esecuzione delle tacche e nella prima passata viene utilizzata una portata di 15 l/min di Elio come gas schermante, che non viene invece utilizzata per l'ultima passata. In nessuna delle passate viene utilizzato metallo d'apporto.

Prima dell'esecuzione delle saldature, la superficie di contatto dei rettangoli è stata sgrassata utilizzando un panno imbevuto di acetone ed è stato rimosso manualmente lo strato di ossido superficiale (allumina) con dei dischi abrasivi. In figura 27 sono riportati i rettangoli trattati prima dell'esecuzione della saldatura, mentre in figura 28 si ha un pezzo saldato. Per ciascuna lega sono state eseguite complessivamente 16 saldature (per un totale di 32), in ordine temporale opportunamente casualizzato rispetto a quanto riportato in tabella 9. Tutti i rettangoli, inoltre, sono stati tagliati con la direzione di laminazione parallela alla direzione della linea di saldatura.



Figura 27: Preparazione dei rettangoli prima dell'esecuzione della saldatura



Figura 28: Uno dei 32 pezzi saldati

Da ciascuno dei pezzi saldati, infine, sono stati ricavati i provini per mezzo di un processo di taglio ad acqua eseguito presso un'azienda esterna.

Tale processo di taglio consente di ottenere un'ottima finitura superficiale e non produce alcuna zona termicamente alterata, perciò viene mantenuta intatta la microstruttura del materiale <sup>[28]</sup>, in accordo con quanto prescritto dalla normativa inerente alla prova di trazione su saldature UNI EN ISO 4136:2012 (Prove distruttive sulle saldature di materiali metallici - Prova di trazione trasversale) <sup>[29]</sup>.

Per questa ragione si è ritenuto opportuno utilizzare questo tipo di taglio invece che un taglio laser, che sarebbe stato possibile nella stessa *CO. ST. AT.* 

Rispetto a un processo di fresatura, inoltre, il taglio ad acqua garantisce invece dei tempi di lavorazione minori.

I provini sono stati tagliati a cavallo del cordone di saldatura, in maniera che questo si trovasse nel centro di ciascuno di essi. Da ciascuna saldatura si sono ottenuti:

- 3 provini circolari da utilizzare per le prove Erichsen di diametro 90 mm, come prescritto dalla normativa di riferimento *EN ISO 20482:2013 (Metallic materials Sheet and strip Erichsen cupping test)*<sup>[30]</sup>.
- 2 provini di trazione con geometria prescritta dalla normativa di riferimento UNI EN ISO 4136:2012 [29].
- 1 provino di forma rettangolare da utilizzare per effettuare l'analisi metallografica previa opportuna preparazione.

In figura 29 è riportato il disegno utilizzato per il taglio con i dettagli delle dimensioni dei provini. Si è prestato attenzione a scartare una porzione sufficiente di materiale agli estremi del cordone di saldatura.

In figura 30 si ha invece una fotografia del risultato finale ottenuto in seguito al taglio. Si osserva come sul bordo di ciascun provino sia presente un segmento non tagliato che lo mantiene attaccato al resto della lamiera: questo accorgimento è necessario affinché i provini non cadano nella vasca d'acqua sottostante alla zona di lavoro della macchina, che si può osservare in figura 31.

Da questa configurazione, i provini possono poi essere separati dal resto della lamiera con facilità, senza l'ausilio di ulteriori strumenti. I vari segmenti sono stati posizionati in maniera tale da non interferire con le prove meccaniche (ad esempio in corrispondenza degli afferraggi nei provini di trazione).



Figura 29: Schema di taglio dei provini (misure in mm)



Figura 30: Taglio ad acqua dei provini da un pezzo saldato


Figura 31: Il processo di taglio ad acqua

Si riportano infine le fotografie dei provini ricavati da uno dei pezzi saldati (figura 32). Ciascuno dei pezzi è stato marcato con il relativo codice identificativo dei parametri di saldatura, che è stato riportato su ciascun provino in seguito al taglio.

Sono stati ricavati in totale 96 provini Erichsen, 64 provini di trazione e 32 provini per le analisi metallografiche.



Figura 32: I provini ricavati dal pezzo 5-07

## 2.4.2 – Provini in materiale base

I provini necessari per caratterizzare il materiale base sono invece stati ricavati a partire dai fogli di lamiera degli opportuni spessori utilizzando un taglio laser. In assenza di saldatura, infatti, la differente normativa di riferimento *UNI EN ISO 6892-1:2020 (Materiali metallici - Prova di trazione - Parte 1: Metodo di prova a temperatura ambiente)*<sup>[31]</sup> non prevede particolari accorgimenti in merito all'utilizzo di taglio termico. In particolare, come visto, sono stati tagliati per ogni lega 3 provini di trazione da una lamiera di spessore 2 mm e 3 provini Erichsen per ciascuno degli spessori coinvolti (2 mm e 1,2 mm). In tabella 10 è riportata una panoramica del numero di provini tagliati per ciascuna delle due leghe.

Mentre i provini Erichsen hanno la stessa geometria del caso saldato (cerchi di diametro 90 mm), i provini di trazione sono realizzati seguendo le indicazioni della normativa UNI EN ISO 6892-1:2020, che prescrive una geometria leggermente differente rispetto ai provini saldati, riportata in figura 33. I provini sono stati tagliati in maniera da avere la direzione di laminazione perpendicolare alla direzione di applicazione del carico, in maniera analoga ai provini di trazione saldati: in questo modo, nelle prove, è stata eliminata l'influenza della direzione di laminazione.

QUANTITÀ	TIPOLOGIA	SPESSORE (mm)		
3	Trazione	2		
3	Erichsen	2		
3	Erichsen	1,2		



Tabella 10: Provini in materiale base tagliati per ciascuna delle due leghe

## 2.5 – Prove di trazione

Le prove di trazione sono state eseguite presso il Laboratorio di Meccanica del Politecnico di Torino, in accordo con le normative UNI EN ISO 6892-1:2020 per il materiale base e UNI EN ISO 4136:2012 per i provini saldati, utilizzando la macchina servo-idraulica Instron 8801, riportata in figura 34.

L'esecuzione di una prova prevede il posizionamento del provino fra le due morse della macchina e il successivo avvio di quest'ultima, che applica uno sforzo di trazione uniassiale crescente al provino fino alla sua rottura. I trasduttori presenti sulla macchina misurano la forza applicata al provino e lo spostamento della traversa superiore (la traversa inferiore rimane fissa). Nel momento in cui il provino cede, la macchina rileva un decremento improvviso della forza, che determina la fine della prova.

Le prove condotte sui provini in materiale base hanno previsto l'utilizzo di un estensimetro, che misura la deformazione del provino in un piccolo segmento del tratto calibrato e consente quindi di ottenere delle curve tensione-deformazione.



Figura 34: La macchina servo-idraulica Instron 8801 utilizzata per le prove di trazione.

Figura 33: Geometria dei provini di trazione secondo la norma UNI EN ISO 6892-1:2020 (misure in mm)

Le prove condotte sui provini saldati non hanno invece previsto l'utilizzo di un estensimetro, perciò la forza è stata misurata in funzione dello spostamento della traversa della macchina, che non coincide necessariamente con la deformazione del provino nel tratto calibrato. Questo non rappresenta un problema, in quanto ai fini dello studio la grandezza di interesse è la tensione di rottura, che corrisponde alla tensione nominale massima raggiunta durante la prova.

In figura 35 si riportano un provino saldato e un provino in materiale base durante l'esecuzione della prova.

Prima dell'esecuzione delle prove, per mezzo di un calibro digitale, sono state misurate le due dimensioni della sezione di ciascun provino. I valori della tensione di rottura sono stati calcolati dividendo il valore della forza massima misurata dalla macchina per la sezione dei provini. Per i provini saldati si è fatto riferimento alla sezione di spessore minore.

Come già indicato, sono state eseguite 3 replicazioni della prova per i provini in materiale base e 2 replicazioni per i provini saldati, per un totale di 70 prove di trazione.



Figura 35: Un provino in materiale base e un provino saldato durante l'esecuzione di una prova di trazione

## 2.6 – Prove Erichsen

Per l'esecuzione delle prove Erichsen, si è fatto riferimento alla normativa EN ISO 20482:2013 (Metallic materials - Sheet and strip - Erichsen cupping test), valida per lamiere spesse fino a 2 mm larghe almeno 90 mm.

La prova ha la funzione di misurare la capacità di una lamiera metallica di subire una deformazione plastica, ovvero di quantificare la sua formabilità.

La procedura prevede di formare un'indentazione premendo un pistone con estremità sferica contro un provino bloccato fra una matrice e un premilamiera fino alla comparsa di una cricca. Il risultato della prova, detto *Indice Erichsen (IE)* è la profondità dell'indentazione misurata, basata sulla corsa del pistone.

Rispetto a una prova Nakazima, in cui si costruiscono le curve limite di formabilità di una lamiera eseguendo indentazioni su più provini con diversa geometria e analizzando i diversi stati di deformazione che si possono ottenere nelle operazioni di stampaggio, la prova Erichsen risulta sicuramente meno esaustiva nel caratterizzare la formabilità di un materiale. Tuttavia, poiché l'obiettivo dello studio è il confronto fra un gran numero di diverse condizioni sperimentali al fine di individuare quelle che forniscono le migliori prestazioni, risulta molto conveniente utilizzare una prova semplice da eseguire e che fornisca in uscita un solo valore, indicazione chiara e immediata della bontà della condizione sperimentale osservata.

Inoltre, la prova Erichsen viene indicata dalla normativa UNI EN 10359:2015 (Profili saldati al laser (Tailored Blanks) - Condizioni tecniche di fornitura)<sup>[32]</sup>, con riferimento ai TWB in acciaio, come migliore prova distruttiva per testare la qualità delle saldature prima delle operazioni di stampaggio.

#### 2.6.1 – Progettazione dell'attrezzatura

In figura 36 è riportato il setup sperimentale utilizzato.

La norma *EN ISO 20482:2013* prescrive, per la prova Erichsen, il serraggio del provino fra una matrice e un premilamiera aventi la geometria riportata in figura 37.

Non disponendo di una macchina di prova specifica per l'esecuzione delle prove, è stato progettato e fabbricato un dispositivo apposito, visibile in figura 36 e la cui geometria è riportata in figura 38. La forza di serraggio sul provino è stata applicata per mezzo di un collegamento filettato, mentre per la movimentazione del pistone e la misura del suo spostamento è stata utilizzata la macchina servo-idraulica *Instron 8801*, già utilizzata per le prove di trazione.

Nell'attrezzatura progettata sono stati mantenuti i diametri e i raggi di raccordo interni di matrice e premilamiera, mentre sono stati opportunamente maggiorati i diametri esterni, per consentire il collegamento flangiato. È invece rimasta invariata la geometria del punzone.



Figura 36: Setup sperimentale per l'esecuzione delle prove Erichsen

Il dispositivo è stato inoltre ribaltato rispetto allo schema riportato nella normativa, in quanto nella macchina utilizzata l'attuatore idraulico si trova nella parte superiore.



Figura 37: Schema dell'attrezzatura prevista dalla normativa (misure in mm)



Figura 38: Schema dell'attrezzatura utilizzata (misure in mm)

Tutti i componenti sono stati modellati in 3D con il software *SolidWorks* (figura 39) e sono stati fabbricati da *CO. ST. AT.* in acciaio C40.

Le superfici di matrice, premilamiera e punzone in contatto con il provino sono state temprate in modo da garantire la durezza richiesta dalla normativa (750 HV 30).

Sempre seguendo le indicazioni della norma, dopo la tempra, il punzone è stato lucidato, mentre le quattro superfici piane di matrice e premilamiera sono state sottoposte a un'operazione di lapidellatura, al fine di ottenere un'adeguata planarità.

Poiché i provini presentano una differenza di spessore (2 mm - 1,2 mm), al fine di assicurare una pressione uniforme è stato realizzato ed utilizzato uno spessore in acciaio spesso 0,8 mm, schematizzato in figura 40. Nella posizione di montaggio, affinché lo spessore non entri in contatto con il cordone di saldatura, è stata prevista una distanza di 3 mm con l'interfaccia delle due lamiere.



Figura 39: Modello 3D dell'attrezzatura

Figura 40: Schema del provino e dello spessore utilizzato

## 2.6.2 – Calcolo del collegamento filettato

Per il serraggio dei pezzi sono state utilizzate 5 viti M16x60 a testa cilindrica di classe 8.8 brunite e oliate, le cui caratteristiche principali sono riportate in tabella 11.

GRANDEZZA	SIMBOLO	VALORE	UDM
Diametro nominale	d	16	mm
Passo	р	2	mm
Diametro medio	d <sub>m</sub>	14,701	mm
Diametro di nocciolo	d <sub>n</sub>	13,546	mm
Diametro "efficace" su cui agisce la forza fra testa e sottotesta (≈1,3d)	dt	20,8	mm
Angolo di semi-apertura del profilo triangolare	α	30	0
Coefficiente di attrito sottotesta-pezzi (viti brunite e oliate)	$tan\phi_s = f_s$	0,12 ÷ 0,18	
Coefficiente di attrito vite-madrevite (viti brunite e oliate)	tanφ = f	0,12 ÷ 0,18	

Carico di rottura	R <sub>m</sub>	800	MPa
Carico di snervamento	R <sub>p0.2</sub>	640	MPa

Tabella 11: Caratteristiche delle viti utilizzate

La normativa *EN ISO 20482:2013* prescrive una forza di serraggio dei pezzi di circa 10 kN, con riferimento allo schema e alle dimensioni dei componenti di figura 37.

Poiché nel nostro caso la superficie su cui tale forza viene applicata è maggiore, si è ritenuto opportuno, ai fini del dimensionamento del collegamento filettato, considerare una forza di serraggio maggiore, proporzionale alla superficie di contatto fra il premilamiera e il provino.

In particolare, siano F la forza di serraggio del provino ed S la superficie di contatto, usando il pedice 1 per il nostro caso e il pedice 2 per il caso riportato sulla normativa, si è imposto:

$$\frac{F_1}{S_1} = \frac{F_2}{S_2}$$

Si è perciò utilizzata una forza di serraggio di progetto F1:

$$F_1 = F_2 \frac{S_1}{S_2} = 10000 \cdot \frac{(90)^2 - (33)^2}{(55)^2 - (33)^2} = 36214 N$$

Corrispondente a una forza di serraggio per ciascuna vite  $F_{\nu}$ :

$$F_v = \frac{F_1}{5} = 7243 N$$

Da tale dato di progetto, si è calcolato  $^{\rm [33]}$ il momento di serraggio  $M_T$  da applicare:

$$M_T = \frac{F_v}{2} \left( \frac{p}{\pi} + d_m \cdot \frac{\tan \varphi}{\cos \alpha} + d_t \cdot \tan \varphi_s \right) = 18,72 \div 26,93 Nm$$

L'intervallo di variazione su M<sub>T</sub> dipende dall'intervallo di variazione dei coefficienti d'attrito.

Nell'esecuzione delle prove, per essere sicuri di applicare al provino una forza sufficientemente grande da impedirne lo scorrimento sotto il premilamiera, si è applicato alle viti, per mezzo di una chiave dinamometrica, un momento di serraggio di 25 Nm.

Per le viti selezionate, la forza assiale limite  $F_{v,lim}$  applicabile in maniera tale che la tensione ideale limite  $\sigma_{id,lim}$  sia pari al 90% del carico di snervamento della vite  $R_{p0.2}$  è pari a <sup>[33]</sup>:

$$F_{v,lim} = \sigma_{a,lim} \cdot A_n = \frac{0.9 \cdot R_{p0.2}}{\sqrt{1 + 3 \cdot k^2}} \cdot \frac{\pi \cdot d_n^2}{4} = 68525 \, N$$

Con:

$$k = \left[\frac{2}{d_n} \left(\frac{p}{\pi} + d_m \cdot \frac{\tan \varphi}{\cos \alpha}\right)\right] = 0,395$$

Con un approccio cautelativo, si è considerato il coefficiente di attrito minore nell'intervallo di variazione, in maniera da ottenere il momento di serraggio limite  $M_{T,lim}$  minore, pari a:

$$M_{T,lim} = \frac{F_{v,lim}}{2} \left( \frac{p}{\pi} + d_m \cdot \frac{\tan \varphi}{\cos \alpha} + d_t \cdot \tan \varphi_s \right) = 177,12 Nm$$

Poiché si ottiene:

$$M_T < M_{T,lim}$$

Le viti risultano verificate staticamente.

## 2.6.3 – Procedura di prova

Sono state condotte un totale di 108 prove Erichsen, di cui 96 su provini saldati e 12 su provini in materiale base.

La macchina di prova è stata preparata fissando una piattaforma in acciaio nell'afferraggio inferiore e il punzone nell'afferraggio superiore, per mezzo di un opportuno codolo (figura 41).



Figura 41: Preparazione della macchina di prova

Per ciascuna prova, si è adottata la seguente procedura (figura 42):

- a. Lubrificazione con grasso grafitato della porzione di superficie della matrice su cui scorrerà il provino (nel caso in cui non sia presente ancora sufficiente grasso dalla prova precedente).
- b. Posizionamento del provino sulla matrice con la discontinuità di spessore rivolta verso l'alto. Per rendere ripetibile la centratura dei provini sono stati utilizzati dei segni sulla matrice.
- c. In caso di provini saldati, posizionamento dello spessore
- d. Lubrificazione della porzione di superficie superiore del provino che andrà in contatto con il punzone e posizionamento del premilamiera.
- e. Inserimento di viti e dadi e serraggio con chiave dinamometrica secondo l'ordine riportato in figura.
- f. Posizionamento dell'attrezzatura sulla piattaforma, centrando l'attrezzatura sotto il punzone. Anche in questo caso per rendere ripetibile la centratura sono stati utilizzati dei segni sulla piattaforma.
- g. Movimentazione del punzone in modalità manuale fino al contatto con la superficie superiore del provino e settaggio del punto di zero della prova. Il contatto è individuabile da un aumento della forza rilevata dalla cella di carico della macchina. Generalmente il punto di zero è lo stesso per tutti i provini, ma può cambiare per cordoni di saldatura che presentino geometrie particolari. In ogni prova è stato comunque verificato l'effettivo contatto con il provino.
- h. Avvio della prova di compressione, con velocità di avanzamento del punzone costante pari a 5 mm/min (minima prevista dalla normativa).
- i. Interruzione manuale della prova non appena nel diagramma forza-corsa del pistone (tracciato in tempo reale dalla macchina) si osserva un massimo locale, indicazione della comparsa di una cricca.

j. Sollevamento del punzone, rimozione del dispositivo dalla piattaforma, svitamento dei bulloni e rimozione del provino dal dispositivo.



Figura 42: Alcuni passaggi della procedura di prova

## 2.7 - Analisi metallografiche

L'analisi al microscopio ottico della sezione trasversale delle saldature ha richiesto un'opportuna preparazione dei campioni da osservare.

In particolare, presso il laboratorio di meccanica del Politecnico di Torino, i 32 campioni estratti da ciascuno dei pezzi saldati sono stati sottoposti alle operazioni di:

- 1. Inglobatura
- 2. Lucidatura
- 3. Attacco chimico

## 2.7.1 – Inglobatura

La prima fase della preparazione metallografica ha previsto l'inglobatura dei campioni in un cilindro di bachelite, una resina fenolica termoindurente.

Inglobare i campioni ne rende più semplice la manipolazione e la successiva fase di lucidatura. Data la geometria dei campioni, infatti, In assenza di inglobatura risulta complicato ottenere con la lucidatura una superficie sufficientemente piana.

L'operazione è stata effettuata utilizzando la macchina inglobatrice *LECO PR-36*, riportata in figura 43.

Prima di procedere, è stato necessario ridurre le dimensioni dei campioni per mezzo di una troncatrice metallografica, in quanto eccedevano le massime consentite dalla macchina.



Figura 43: La macchina inglobatrice

La procedura di inglobatura è la seguente (figura 44):

- a. Inserimento dei campioni nel cilindro della macchina, posizionati con la sezione da osservare rivolta verso il fondo. In ogni provino sono stati inglobati 4 campioni, in maniera da ottimizzare le operazioni di lucidatura. Per mantenere un posizionamento corretto sono stati utilizzati dei dadi in acciaio, la cui presenza all'interno del campione inglobato non crea problemi per le operazioni successive.
- b. Riempimento del cilindro con una quantità opportuna di bachelite in polvere.
- c. Chiusura del cilindro con il pistone e avvio della macchina. La macchina applica calore e pressione al contenuto del cilindro fino alla sua solidificazione. Sono stati impostati una temperatura di 170 °C e una pressione di 4100 psi per un tempo di 9 minuti, come indicato sull'etichetta del contenitore di



Figura 44: Fasi dell'operazione di inglobatura

bachelite in polvere. Al termine dell'operazione, la macchina avvia un circuito di raffreddamento ad acqua che riporta il provino a temperatura ambiente.

d. Estrazione del provino e annotazione sul lato opposto a quello da osservare dei codici dei campioni contenuti in esso.

Raggruppando quattro campioni saldati per volta, si sono ottenuti in definitiva 8 provini, riportati in figura 45. Si osserva come sia presente uno strato di bachelite sulle sezioni da osservare, che verrà rimosso nell'operazione successiva.



Figura 45: I provini al termine dell'operazione di inglobatura

## 2.7.2 – Lucidatura

L'osservazione al microscopio richiede che la superficie da osservare sia quanto più possibile piana e liscia. Per questo motivo, è necessario levigare e lucidare la superficie dei provini, utilizzando prima una sequenza di carte abrasive con granulometrie via via più fini, e poi dei panni per lucidatura, i quali vengono inumiditi con una sospensione abrasiva.

È stata utilizzata una macchina levigatrice *Remet LS1*, riportata in figura 46: essa presenta un disco rotante, sul quale possono essere applicati i diversi dischi abrasivi e panni.



Figura 46: La macchina levigatrice, a sinistra con installato un disco abrasivo, a destra un panno per lucidatura

Per ciascun provino, sono state utilizzate in sequenza cinque carte abrasive con granulometrie 180-320-800-2500-4000 (secondo lo standard europeo, un numero maggiore indica una grana più fine).

Le carte a grana più grossolana asportano materiale più velocemente, perciò la 180 è stata usata per rimuovere lo strato di bachelite formato davanti alle sezioni da osservare.

Ciascun provino è stato messo in contatto con il disco rotante applicando una pressione leggera: se si preme troppo, infatti, si rischia che la superficie venga rigata dai trucioli presenti sulla carta. Al fine di ottenere una superficie uniforme, inoltre, i provini sono stati ruotati periodicamente.

Durante la levigatura è stato utilizzato un flusso d'acqua sul disco, maggiore per granulometrie più grossolane, che ha la funzione di raffreddare la superficie del provino e di allontanare il materiale asportato. Il flusso è stato regolato in maniera da tenere il disco umido e formare un sottile film in corrispondenza della regione dove è appoggiato il provino. Un flusso troppo abbondante provoca infatti uno scivolamento del provino sul disco senza effetto utile, mentre un flusso troppo scarso fa sì che questo venga trascinato dal disco e tenda a impuntarsi.

Di tanto in tanto, infine, è stato utilizzato uno spazzolino per rimuovere le particelle asportate depositate sulle carte.

Il passaggio da un disco abrasivo al successivo richiede che la superficie, osservata al microscopio, presenti dei segni uniformi. Per ottenere questo risultato possono essere necessari diversi minuti di levigatura.

Una volta raggiunto un risultato soddisfacente con la carta abrasiva 4000, si è passati all'utilizzo dei panni per lucidatura, che non richiedono invece un flusso d'acqua.

Esistono differenti tipologie di panno, ciascuna adatta a determinati materiali e determinate granulometrie della sospensione abrasiva applicata.

Sono state utilizzate due tipologie di panno differente, entrambe adatte a materiali dolci come l'alluminio.

Su due panni differenti della prima tipologia (*Tecnocontrol-Polilap*) sono state utilizzate in sequenza due sospensioni diamantate con particelle di 3  $\mu$ m e 1  $\mu$ m. Sospensioni diverse non possono essere applicate sullo stesso panno, a meno di non applicarle su regioni distinte del disco rotante. Tuttavia, per evitare di miscelare le sospensioni si è ritenuto opportuno utilizzare due panni differenti.

Sull'ultimo panno (Aka-Napal) è stata invece utilizzata della silice colloidale con particelle di 50 nm.

Dopo un certo tempo di utilizzo, i panni si scuriscono a causa dei residui che vi si depositano, perciò è stato necessario un loro lavaggio periodico con acqua e sapone, seguito da un'opportuna asciugatura.

Anche con i panni è stato necessario osservare i provini di tanto in tanto al microscopio e procedere con la lucidatura fino a ottenere una superficie dall'aspetto uniforme.

In figura 47 si ha una fotografia di tutti i provini in seguito alle operazioni di lucidatura.

In figura 48 si riportano invece le metallografie del campione 6-09 dopo gli ultimi passaggi di lucidatura. Idealmente, dopo l'ultimo passaggio non dovrebbe essere più distinguibile alcuna riga, ma questo risultato è molto difficile da ottenere, in particolare per materiali dolci come l'alluminio. Tuttavia, ai fini degli obiettivi di questo lavoro, il livello raggiunto risulta essere accettabile.



Figura 47: I provini al termine dell'operazione di lucidatura



Figura 48: La saldatura 6-09 osservata al microscopio ottico in seguito alla levigatura con carte abrasive 2500 e 4000, e alla lucidatura con panni e sospensioni da 3 μm, 1 μm, e 50 nm (ingrandimento 28x).

## 2.7.3 – Attacco chimico

I provini lucidati sono infine stati sottoposti ad un attacco chimico, operazione necessaria per poter osservare la microstruttura del materiale.

Il provino è stato messo in contatto con una soluzione acida, la quale corrode in maniera differente regioni del materiale con caratteristiche chimico-fisiche differenti. Questo consente di mettere in evidenza i bordi di grano del materiale e di distinguere i grani con orientazioni differenti <sup>[7]</sup>. Nel nostro caso, inoltre, consente di distinguere la zona fusa e ri-solidificata corrispondente al cordone di saldatura dal materiale base inalterato.

L'attacco chimico è stato eseguito presso i laboratori del DISAT del Politecnico di Torino e ha previsto, per ciascuno dei provini, le seguenti operazioni:

- a. Lavaggio della superficie con acqua e sapone, al fine di eliminare ogni traccia della sospensione per lucidatura.
- b. Lavaggio con etanolo e asciugatura con carta

- c. Immersione sotto cappa in soluzione di Keller per 40 secondi e strofinamento della superficie con cotton fioc per 20 secondi.
- d. Immersione in acqua per fermare l'attacco.
- e. Risciacquo con etanolo.
- f. Asciugatura con aria compressa (l'uso di carta o panni potrebbe infatti rovinare la superficie attaccata).

La soluzione di Keller utilizzata ha la seguente composizione:

- 2 ml HF 48%
- 3 ml HCl
- 5 ml HNO<sub>3</sub>
- 190 ml H<sub>2</sub>O

In figura 49 si riporta l'aspetto del campione 6-09 osservato al microscopio in seguito all'attacco chimico. Si osserva come siano stati messi in evidenza i cordoni di saldatura rispetto al resto del materiale, e questo consenta di individuare la presenza di difetti come, in questo caso, una mancanza di penetrazione.



Figura 49: Il campione 6-09 osservato al microscopio ottico in seguito all'attacco metallografico (ingrandimento 28x).

Sia nella fase di lucidatura, sia in seguito all'attacco chimico, i provini sono stati osservati utilizzando un microscopio ottico *Leica Z16 APOA* con fotocamera *Leica MC170 HD*, riportato in figura 50.



Figura 50: Il microscopio ottico utilizzato per le osservazioni

# 3 – Modelli di regressione lineare multipla

In questo capitolo saranno analizzate nel dettaglio le procedure matematiche e le tecniche statistiche utilizzate per la costruzione e la valutazione dei modelli di regressione lineare multipla per le risposte misurate, introdotti nel paragrafo 2.2.1.

Per l'esecuzione dei calcoli riportati, è stato utilizzato il software *Minitab*, che a partire da un certo set di dati sperimentali, riporta in output tutte le grandezze descritte e risultati dei test d'ipotesi presentati.

## 3.1 – Stima dei parametri di un modello

Come già discusso, si vuole approssimare la reale relazione esistente fra i 3 parametri di saldatura (potenza  $P = x_1$ , velocità di passata  $V = x_2$ , posizione focale  $F = x_3$ ) e ciascuna delle due risposte y (*UTS* o *IE*) con un modello polinomiale del 2° ordine, ovvero con una relazione matematica nella forma:

$$y = \beta_0 + \beta_1 x_1 + \beta_2 x_2 + \beta_3 x_3 + \beta_{12} x_1 x_2 + \beta_{13} x_1 x_3 + \beta_{23} x_2 x_3 + \beta_{11} x_1^2 + \beta_{22} x_2^2 + \beta_{33} x_3^2 + \epsilon$$

Si è visto come effettuando le sostituzioni:  $x_1x_2 = x_4$ ,  $x_1x_3 = x_5$ ,  $x_2x_3 = x_6$ ,  $x_1^2 = x_7$ ,  $x_2^2 = x_8$ ,  $x_3^2 = x_9$ ,  $\beta_{12} = \beta_4$ ,  $\beta_{13} = \beta_5$ ,  $\beta_{23} = \beta_6$ ,  $\beta_{11} = \beta_7$ ,  $\beta_{22} = \beta_8$ ,  $\beta_{33} = \beta_9$ , si possa ottenere un'equazione nella forma generale:

$$y = \beta_0 + \sum_{j=1}^{\kappa} \beta_j x_j + \epsilon \tag{1}$$

Con, nel nostro caso, k = 9 regressori  $x_j \in p = k + 1 = 10$  coefficienti di regressione  $\beta_j$ .

La stima di questi ultimi, i cui valori sono inizialmente sono incogniti, prende il nome di accostamento (o *fitting*) del modello e viene tipicamente effettuata utilizzando il *metodo dei minimi quadrati*.

Supponiamo di disporre di n > k osservazioni della variabile di risposta  $y_1, y_2, ..., y_n$ .

Per ogni risposta osservata  $y_i$ , si ha un valore per ciascuna delle variabili di regressione:  $x_{ij}$  è l'i-esimo valore (o livello) della variabile di regressione  $x_j$ , come riportato in tabella 12.

у	<b>X</b> 1	X2	•••	X <sub>k</sub>
У1	X <sub>11</sub>	X <sub>12</sub>		X <sub>1k</sub>
<b>y</b> <sub>2</sub>	X <sub>21</sub>	X <sub>22</sub>		x <sub>2k</sub>
Уn	X <sub>n1</sub>	X <sub>n2</sub>		X <sub>nk</sub>

Tabella 12: Dati di ingresso per la regressione lineare multipla

Si può scrivere la (1) in termini dell'i-esima osservazione:

$$y_{i} = \beta_{0} + \beta_{1}x_{i1} + \beta_{2}x_{i2} + \dots + \beta_{k}x_{ik} + \epsilon_{i} = \beta_{0} + \sum_{j=1}^{k}\beta_{j}x_{ij} + \epsilon_{i}$$
(2)

1.

Si assume che il termine d'errore  $\varepsilon$  del modello abbia valore atteso E( $\varepsilon$ ) = 0 e varianza V( $\varepsilon$ ) =  $\sigma^2$ , e che gli elementi { $\varepsilon_i$ } siano variabili casuali non correlate.

Il metodo dei minimi quadrati permette di ottenere i p coefficienti di regressione  $\beta_0$ ,  $\beta_1$ , ...,  $\beta_k$  tali per cui sia minima la somma dei quadrati degli errori  $\varepsilon_i$ . La funzione L dei minimi quadrati è:

$$L = \sum_{i=1}^{n} \epsilon_{i}^{2} = \sum_{i=1}^{n} \left( y_{i} - \beta_{0} - \sum_{j=1}^{k} \beta_{j} x_{ij} \right)^{2}$$

Tale funzione dev'essere minimizzata, ovvero è necessario che si annulli la sua derivata parziale rispetto a ciascuno dei coefficienti di regressione. Questo equivale a scrivere *p* equazioni normali ai minimi quadrati del tipo:

$$\frac{\partial L}{\partial \beta_0} = 0$$
$$\frac{\partial L}{\partial \beta_i} = 0 \qquad \qquad j = 1, 2, \dots, k$$

l p coefficienti  $\beta$  che risolvono tali equazioni sono chiamati stimatori ai minimi quadrati dei coefficienti di regressione e sono indicati con  $b_0$ ,  $b_1$ , ...,  $b_k$ .

Esprimendo la (2) in forma matriciale, si ottiene:

$$y = X\beta + \epsilon$$

Dove:

- **y** (n x 1) è il vettore delle osservazioni.
- X (n x p) è la matrice del modello
- $\beta$  (p x 1) è il vettore dei coefficienti di regressione.
- ε (n x 1) è il vettore degli errori casuali.

Che espressi in maniera esplicita risultano essere:

$$y = \begin{bmatrix} y_1 \\ y_2 \\ \dots \\ y_n \end{bmatrix}, \quad X = \begin{bmatrix} 1 & x_{11} & x_{12} & \dots & x_{1k} \\ 1 & x_{21} & x_{22} & \dots & x_{2k} \\ \dots & \dots & \dots & \dots & \dots \\ 1 & x_{n1} & x_{n2} & \dots & x_{nk} \end{bmatrix}, \quad \beta = \begin{bmatrix} \beta_0 \\ \beta_1 \\ \dots \\ \beta_k \end{bmatrix}, \quad \epsilon = \begin{bmatrix} \epsilon_1 \\ \epsilon_2 \\ \dots \\ \epsilon_n \end{bmatrix}$$

Con alcuni passaggi matematici, si può dimostrare che gli stimatori ai minimi quadrati dei coefficienti di regressione si possono calcolare come:

$$\boldsymbol{b} = (\boldsymbol{X}'\boldsymbol{X})^{-1}\boldsymbol{X}'\boldsymbol{y}$$

 $\hat{y} = Xb$ 

Da cui, il modello di regressione accostato si esprime come:

Oppure, in notazione scalare:

$$\hat{y}_i = b_0 + \sum_{j=1}^k b_j x_{ij}$$
  $i = 1, 2, ..., n$ 

La differenza fra l'osservazione  $y_i$  e il valore accostato  $\hat{y}_i$  è detta *residuo*:

$$e_i = y_i - \widehat{y}_i.$$

Si definisce la *somma dei quadrati dei residui SS*<sub>E</sub> come:

$$SS_E = \sum_{i=1}^{n} (y_i - \hat{y}_i)^2 = \sum_{i=1}^{n} e_i^2 = e'e$$

Che, si dimostra, può essere espressa come:

$$SS_E = \mathbf{y}'\mathbf{y} - \mathbf{b}'\mathbf{X}'\mathbf{y}$$

A partire da tale grandezza, è possibile calcolare uno stimatore non distorto della varianza  $\hat{\sigma}^2$ :

$$\hat{\sigma}^2 = \frac{SS_E}{n-p}$$

Dove *n-p* è il numero di gradi di libertà associati a SS<sub>E</sub>.

Tale stimatore quantifica la variabilità del valore della risposta non "spiegato" dal modello: tanto minore è il suo valore, tanto più un certo modello è efficace nel descrivere i dati sperimentali. Esso dipende dunque dal particolare modello adottato <sup>[27]</sup>.

## 3.2 – Valutazione dei modelli di regressione multipla

Per risolvere un problema di regressione lineare multipla, non è sufficiente stimare il valore dei coefficienti di regressione, ma è necessario effettuare delle valutazioni a posteriori per verificare l'effettiva utilità del modello ottenuto.

Alcune di queste valutazioni, ad esempio, possono essere condotte utilizzando degli opportuni test d'ipotesi. L'esecuzione di tali test richiede l'assunzione che gli errori  $\varepsilon_i$  del modello siano distribuiti normalmente e siano indipendenti, con valore atteso zero e varianza costante  $\sigma^2$ .

Come risultato di tali assunzioni, le osservazioni y<sub>i</sub> (che sono variabili casuali) sono distribuite anch'esse normalmente e indipendentemente, con valore atteso  $\beta_o + \sum_{i=1}^k \beta_i x_{ij}$  e varianza  $\sigma^{2}$ <sup>[27]</sup>.

#### 3.2.1 – Test di significatività per la regressione

Tale test d'ipotesi permette di determinare se esiste effettivamente una relazione lineare fra la variabile di risposta y e un sottoinsieme dei regressori  $x_1, x_2, ..., x_k$ .

L'ipotesi nulla  $H_0$  e l'ipotesi alternativa  $H_1$  sono, rispettivamente:

$$H_0:\beta_1=\beta_2=\cdots=\beta_k=0$$

$$H_1: \beta_j \neq 0$$
 per almeno un j

Rifiutare l'ipotesi nulla implica che almeno uno dei regressori contribuisca in maniera significativa al modello. Niente si può dire, invece, nel caso in cui l'ipotesi nulla non si possa rifiutare (come caratteristico dei test d'ipotesi).

Senza entrare eccessivamente nel merito degli aspetti teorici legati al test d'ipotesi, la procedura di verifica prevede un'analisi della varianza (ANOVA) che si basa sulla partizione della *somma dei quadrati totali*  $SS_T$  (indicazione di quanto le osservazioni della risposta  $y_i$  varino rispetto alla loro media  $\overline{y}$ ):

$$SS_T = \sum_{i=1}^n (y_i - \bar{y})^2$$

Tale valore viene scomposto in una *somma dei quadrati dovuta al modello* (o alla regressione)  $SS_R$  e una *somma dei quadrati dovuta al residuo* (o all'errore)  $SS_E$ :

$$SS_T = SS_R + SS_E$$

È già stata fornita una formula per il calcolo di SS<sub>E</sub>, mentre si dimostra che SS<sub>R</sub> si può calcolare come:

$$SS_R = \boldsymbol{b}' \boldsymbol{X}' \boldsymbol{y} - \frac{(\sum_{i=1}^n y_i)^2}{n}$$

Nella pratica, il test prevede di calcolare la statistica F<sub>0</sub>:

$$F_0 = \frac{\frac{SS_R}{k}}{\frac{SS_E}{n-k-1}} = \frac{MS_R}{MS_E}$$
52

E di rifiutare l'ipotesi nulla con un certo livello di significatività  $\alpha$  se si verifica:  $F_0 > F_{\alpha,k,n-k-1}$ , dove il termine  $F_{\alpha,k,n-k-1}$  indica il valore della variabile casuale F di Fisher con k gradi di libertà della varianza posta a numeratore, *n-k-1* gradi di libertà della varianza posta a denominatore e probabilità cumulata 1- $\alpha$ , valore tabulato e presente in tutti i software statistici.

Le quantità *MS<sub>R</sub>* ed *MS<sub>E</sub>* sono dette rispettivamente *medie dei quadrati* (*Mean Square*) *della regressione* e *dell'errore*, e si ottengono dividendo le corrispondenti somme dei quadrati per il numero di gradi di libertà associati a esse.

In alternativa, come sarà fatto in questo lavoro, è possibile utilizzare l'approccio del valore p (*P*-value), ovvero calcolare il valore di  $\alpha$  (il *P*-value appunto) corrispondente a  $F_0$  e rifiutare l'ipotesi se tale valore è minore di una certa soglia, detta livello di significatività, tipicamente fissata al 5%. Questo approccio fornisce più informazioni rispetto al primo, in quanto riporta il più piccolo valore di  $\alpha$  che conduce al rifiuto dell'ipotesi nulla.

Affinché un certo modello sia dunque valido e sia ragionevole un suo utilizzo è necessario effettuare questo test e ottenere il rifiuto dell'ipotesi nulla <sup>[27]</sup>.

#### 3.2.2 – Coefficienti di determinazione multipli

La partizione di  $SS_T$  appena vista risulta utile per definire il *coefficiente di determinazione multiplo*  $R^2$ :

$$R^2 = \frac{SS_R}{SS_T} = 1 - \frac{SS_E}{SS_T}$$

Tale parametro è una misura della riduzione della variabilità della risposta y ottenuta utilizzando le variabili di regressione  $x_1$ ,  $x_2$ , ...,  $x_k$  nel modello. In pratica, dà un'indicazione di quanto il modello sia in grado di "spiegare" la variabilità della risposta osservata.

Per definizione, il suo valore è compreso fra 0 e 1. È auspicabile, dunque, che per un dato modello il suo valore sia vicino all'unità.

Tuttavia, non sempre un alto valore di  $R^2$  implica che il modello di regressione sia adeguato. Per come è definito, infatti, l'introduzione nel modello di un nuovo regressore porta sempre a un suo aumento, anche se tale regressore non dovesse essere statisticamente significativo.

Per ovviare a tale problema, si definisce il *coefficiente di determinazione multiplo aggiustato*  $R^{2}_{adj}$  ( $R^{2}$  adjusted):

$$R_{adj}^{2} = 1 - \frac{\frac{SS_{E}}{n-p}}{\frac{SS_{T}}{n-1}} = 1 - \frac{n-1}{n-p}(1-R^{2})$$

A differenza del precedente, tale parametro non aumenta necessariamente con l'introduzione di un ulteriore regressore nel modello. Spesso, infatti, se si inseriscono dei regressori non significativi, il suo valore decresce. Affinché un modello possa essere considerato adeguato, dunque, è necessario non solo che i due coefficienti abbiano valori prossimi all'unità, ma anche che abbiano valori simili tra loro, in quanto differenze importanti fra i due possono essere un segnale che nel modello siano stati inclusi dei termini non significativi <sup>[27].</sup>

#### 3.2.3 – Test di significatività sui singoli coefficienti di regressione

Questo tipo di test d'ipotesi è molto utile per determinare il peso di ciascuno dei regressori all'interno del modello di regressione. Il modello, infatti, potrebbe essere più efficace con l'esclusione di alcuni dei regressori già presenti oppure con l'inclusione di altri non presi in considerazione. Nel nostro caso, ad esempio, non è detto che tutti e 9 i regressori del modello completo siano effettivamente necessari per spiegare la variabilità della risposta.

Aggiungere una variabile al modello di regressione fa sempre crescere la somma dei quadrati dovuta alla regressione  $SS_R$  e decrescere la somma dei quadrati dovuta all'errore  $SS_E$  (e dunque fa incrementare  $R^2$ ). Bisogna perciò decidere se l'incremento di  $SS_R$  è sufficiente a garantire l'utilizzo della variabile aggiuntiva nel modello.

Va considerato, inoltre, che l'aggiunta di una variabile di regressione non significativa può in alcuni casi aumentare  $\hat{\sigma}^2$ , riducendo dunque l'utilità del modello.

L'ipotesi nulla  $H_0$  e l'ipotesi alternativa  $H_1$  per testare la significatività del generico regressore  $x_j$  sono le seguenti:

$$H_0: \beta_j = 0$$
$$H_1: \beta_j \neq 0$$

Se non si è nelle condizioni di rifiutare l'ipotesi nulla, la variabile x<sub>j</sub> può essere eliminata dal modello, in quanto il suo contributo non è significativo.

La procedura di test prevede il calcolo della statistica:

$$t_0 = \frac{b_j}{\sqrt{\hat{\sigma}^2 C_{jj}}} = \frac{b_j}{se(b_j)}$$

Dove  $C_{ij}$  è l'elemento diagonale della matrice (**X'X**)<sup>-1</sup> corrispondente a  $b_i$ .

Il denominatore di questo rapporto è detto errore standard del coefficiente di regressione b<sub>i</sub>.

L'ipotesi nulla può essere rifiutata se  $|t_0| > t_{\frac{\alpha}{2},n-k-1}$ , dove il termine  $t_{\frac{\alpha}{2},n-k-1}$ , indica la variabile casuale t di Student con *n-k-1* gradi di libertà e probabilità cumulata  $1 - \alpha/2$ , valore tabulato e presente in tutti i software statistici.

In alternativa, anche in questo caso è possibile utilizzare un approccio *P*-value, analogamente a quanto visto in precedenza, e rifiutare l'ipotesi se il *P*-value corrispondente a  $t_0$  è minore di un certo livello di significatività, pari tipicamente al 5%.

Questo test risulta molto utile per gli scopi presentati, ma bisogna tenere in considerazione che si tratta di un test parziale o marginale, poiché i coefficienti di regressione  $b_j$  dipendono da tutte le altre variabili di regressione  $x_i$  (i  $\neq$  j) presenti nel modello. Se ad esempio, infatti, si esclude un regressore dal modello poiché non significativo, è necessario effettuare nuovamente il test sui regressori rimasti, poiché si potrebbero ottenere dei risultati diversi <sup>[27]</sup>.

#### 3.2.4 – Test di significatività su gruppi di coefficienti

Un approccio analogo prevede di esaminare direttamente il contributo di una particolare variabile  $x_i$  alla somma dei quadrati della regressione  $SS_R$ , assumendo che le restanti variabili  $x_i$  (i  $\neq$  j) siano incluse nel modello.

Questo test ha una validità più generale del precedente, poiché può essere utilizzato anche per testare la significatività di sottogruppi di variabili di regressione.

La procedura utilizzata prende il nome di metodo della somma dei quadrati aggiuntiva.

Si supponga di avere un modello di regressione con k regressori:

$$y = X\beta + \epsilon$$

Dove ciascun termine ha dimensioni:  $\mathbf{y}$  (n x 1),  $\mathbf{X}$  (n x p),  $\mathbf{\beta}$  (p x 1),  $\mathbf{\epsilon}$  (n x 1).

Considerando un sottoinsieme di regressori  $x_{1r}$   $x_{2r}$  ...,  $x_r$  (r < k), si vuole determinare se esso contribuisca in maniera significativa al modello.

Il vettore dei coefficienti di regressione *B* può essere partizionato come:

$$\beta = \begin{bmatrix} \beta_1 \\ \beta_2 \end{bmatrix}$$

Con  $\beta_1$  (r x 1),  $\beta_2$  ((p-r) x 1).

Che porta a scrivere il modello come:

$$y = X\beta + \epsilon = X_1\beta_1 + X_2\beta_2 + \epsilon$$

Dove  $X_1$  rappresenta le colonne di X associate a  $\beta_1$ , mentre  $X_2$  rappresenta le colonne di X associate a  $\beta_2$ 

L'ipotesi nulla  $H_0$  e l'ipotesi alternativa  $H_1$  sono le seguenti:

$$H_0: p_1 - 0$$

$$H_1: \boldsymbol{\beta_1} \neq \mathbf{0}$$

La somma dei quadrati della regressione dovuta al modello completo si esprime come  $SS_R(\beta)$ , e si può calcolare come:

$$SS_R(\boldsymbol{\beta}) = \boldsymbol{b}' \boldsymbol{X}' \boldsymbol{y}$$
 (p gradi di libertà)

La somma dei quadrati della regressione dovuta al modello contenente i soli termini contenuti in  $\beta_2$  (modello ridotto) si esprime come  $SS_R(\beta_2)$ , e si può calcolare come:

 $SS_R(\boldsymbol{\beta}_2) = \boldsymbol{b}_2' \boldsymbol{X}_2' \boldsymbol{y}$  (p - r gradi di libertà)

Dove:

$$b_2 = (X_2'X_2)^{-1}X_2'y$$

L'incremento nella somma dei quadrati della regressione dovuto a  $\beta_1$  (ossia includendo le nuove variabili x<sub>1</sub>, x<sub>2</sub>, ..., x<sub>r</sub>), assumendo che  $\beta_2$  sia già presente nel modello, si esprime come  $SS_R(\beta_1|\beta_2)$  e si può calcolare come:

$$SS_R(\boldsymbol{\beta_1}|\boldsymbol{\beta_2}) = SS_R(\boldsymbol{\beta}) - SS_R(\boldsymbol{\beta_2})$$
 (r gradi di libertà)

Tale termine viene indicato come somma dei quadrati aggiuntiva dovuta a  $\beta_1$ .

Per testare l'ipotesi nulla, è necessario calcolare la statistica:

$$F_0 = \frac{\frac{SS_R(\beta_1|\beta_2)}{r}}{\frac{r}{MS_E}}$$

Dove la media dei quadrati dell'errore *MS*<sub>E</sub> fa riferimento al modello completo e si calcola come:

$$MS_E = \frac{SS_E}{n-p} = \frac{\mathbf{y}'\mathbf{y} - \mathbf{b}'\mathbf{X}'\mathbf{y}}{n-p}$$

L'ipotesi nulla può essere rifiutata se si ottiene  $F_0 > F_{\alpha,r,n-p}$ . Il suo rifiuto implica che almeno uno dei parametri del vettore  $\beta_1$  non sia zero, e di conseguenza che almeno una delle variabili  $x_1, x_2, ..., x_r$  in  $X_1$ contribuisca in maniera significativa al modello di regressione.

Anche in questo caso si può usare l'approccio P-value.

Questo test viene chiamato anche *F-test parziale*, e può essere utilizzato, nel caso limite in cui il sottoinsieme di variabili sotto test sia ridotto a un solo regressore  $x_j$ , per misurare il suo contributo in un modello, supponendo che si tratti dell'ultima variabile aggiunta.

In tal caso, la somma dei quadrati aggiuntiva si esprime come:

$$SS_R(\beta_j|\beta_0,\beta_1,\ldots,\beta_{j-1},\beta_{j+1},\ldots,\beta_k)$$

E rappresenta l'incremento di  $SS_R$  dovuto all'aggiunta di  $x_j$  in un modello che contenga già le variabili  $x_1$ ,  $x_2$ , ...,  $x_{j-1}$ ,  $x_{j+1}$ , ...,  $x_k$ .

Questo *F-test* parziale è equivalente al *t-test* presentato nel paragrafo precedente, ma la procedura risulta più generale, in quanto consente di misurare l'effetto anche di un insieme di variabili <sup>[27]</sup>.

#### 3.2.5 – Verifica della mancanza di adattamento

Nel paragrafo 2.2.1 si è fatto riferimento alla necessità, nella pianificazione sperimentale, di includere un certo numero di prove ripetute in corrispondenza del punto centrale del piano. Questo accorgimento permette di ottenere una stima dell'errore sperimentale puro, necessario per condurre un test formale per la mancanza di adattamento (o *lack of fit*) del modello di regressione, presentato in questo paragrafo.

La varianza  $\sigma^2$  dell'errore puro include errori di misura, variabilità del

processo nel tempo e variabilità associate con il raggiungere e mantenere gli stessi livelli delle variabili indipendenti in diversi esperimenti. Le prove

ripetute permettono di ottenere una stima di  $\sigma^2$  che sia indipendente dal



Figura 51: Esempio di mancanza di adattamento

modello. Con *mancanza di adattamento* si intende una situazione in cui la forma matematica adottata per il modello non risulta adeguata nel descrivere l'effettiva relazione fra i regressori e la risposta. Un esempio è riportato in

figura 51, dove ai dati sperimentali è stato accostato un modello del tipo  $y = \beta_0 + \beta_1 x$ , che risulta evidentemente inadeguato nella loro spiegazione.

La procedura di prova prevede la scomposizione della somma dei quadrati dei residui in due componenti: SS = SS = 1.5S (2)

$$SS_E = SS_{PE} + SS_{LOF} \tag{3}$$

*SS*<sub>PE</sub> è la somma dei quadrati dovuta all'errore puro, calcolata utilizzando le prove ripetute, mentre *SS*<sub>LOF</sub> è la somma dei quadrati dovuta alla mancanza di adattamento.

Supponiamo di avere un esperimento pianificato che preveda di esplorare *m* punti distinti dell'x-spazio, identificati dall'indice *i*. Per ciascuno dei punti  $\mathbf{x}_i = x_{1i}, x_{2i}, ..., x_{ki}$ , con i = 1, 2, ..., m, sono state effettuate  $n_i$  osservazioni della risposta (prove ripetute). Tale indicazione è generale, perciò se in un dato punto  $\mathbf{x}_i$  non sono state effettuate prove ripetute,  $n_i = 1$ .  $y_{ji}$  denota dunque la j-esima osservazione della risposta nel punto  $\mathbf{x}_i$ , con  $j = 1, 2, ..., n_i$ .  $\overline{y}_i$  denota invece la media delle  $n_i$  osservazioni nel punto  $\mathbf{x}_i$ . L'equazione (3) si esplicita quindi come:

$$\sum_{i=1}^{m} \sum_{j=1}^{n_i} (y_{ji} - \hat{y}_i)^2 = \sum_{i=1}^{m} \sum_{j=1}^{n_i} (y_{ji} - \bar{y}_i)^2 + \sum_{i=1}^{m} n_i (\bar{y}_i - \hat{y}_i)^2$$

Il primo termine del secondo membro (somma dei quadrati dovuta all'errore puro) fa riferimento alla differenza fra i valori delle risposte misurate nello stesso punto e la loro media: non dipende perciò dal

modello. Il secondo termine (somma dei quadrati dovuta alla mancanza di adattamento), invece, quantifica la differenza fra la media delle risposte misurate nello stesso punto e il corrispondente valore accostato dal modello. Se il contributo del secondo termine dovesse essere molto maggiore rispetto a quello del primo, ci si potrebbe trovare in una situazione di mancanza di adattamento.

Computazionalmente, SS<sub>LOF</sub> si calcola in genere sottraendo SS<sub>PE</sub> da SS<sub>E</sub>.

Per effettuare il test in maniera rigorosa, è necessario calcolare la statistica Fo:

$$F_0 = \frac{\frac{SS_{LOF}}{m-p}}{\frac{SS_{PE}}{n-m}} = \frac{MS_{LOF}}{MS_{PE}}$$

In tal caso, l'ipotesi nulla e l'ipotesi alternativa sono rispettivamente:

H<sub>0</sub>: La relazione assunta per il modello è ragionevole, non c'è mancanza di adattamento

#### H<sub>1</sub>: La relazione assunta per il modello non è ragionevole, c'è mancanza di adattamento

Il ragionamento da seguire è in questo caso opposto rispetto ai test d'ipotesi visti in precedenza. Il rifiuto dell'ipotesi nulla è infatti una situazione non auspicabile ai fini di provare la bontà di un modello. Si vuole allora ottenere per  $F_0$  un *P*-value alto, in maniera da non avere sufficienti prove per rifiutare  $H_0$ .

In definitiva, se  $F_0 > F_{\alpha,m-p,n-m}$ , si rifiuta l'ipotesi nulla in favore dell'alternativa e si conclude che la reale relazione fra i regressori e la variabile di risposta non è lineare, dunque c'è mancanza di adattamento. Se invece  $F_0 < F_{\alpha,m-p,n-m}$ , non si può giungere a tale conclusione.

Fissando dunque un livello di significatività  $\alpha$  del 5%, affinché un modello sia considerato adeguato, il *P-value* associato a  $F_0$  deve risultare maggiore di  $\alpha$ .

Nel caso in cui si giunga al rifiuto dell'ipotesi nulla, è necessario abbandonare il modello e fare dei tentativi per trovare un'equazione più appropriata <sup>[27][34]</sup>.

Il risultato di questo test, così come i risultati degli altri test d'ipotesi descritti nei paragrafi precedenti, vengono riportati in output dal software *Minitab*, organizzati in delle opportune tabelle.

#### 3.2.6 – Analisi dei residui

Un ulteriore aspetto da considerare nella verifica dell'adeguatezza del modello riguarda l'analisi dei residui, che si è visto essere definiti come:

$$e_i = y_i - \hat{y}_i \qquad \qquad i = 1, 2, \dots, n$$

Nella costruzione del modello e nei test d'ipotesi si è assunto che i residui fossero distribuiti normalmente e fossero indipendenti con media nulla varianza costante  $\sigma^2$ . La verifica di queste ipotesi può essere effettuata valutando l'andamento di alcuni grafici opportunamente costruiti.

Uno di questi è il grafico di probabilità normale, di cui è riportato un esempio in figura 52. Esso riporta in ascissa il valore dei residui e in ordinata un valore di probabilità cumulata. La scala delle ordinate è opportunamente deformata in maniera che la caratteristica forma ad S della distribuzione normale cumulata appaia come una retta. Questa rappresentazione consente di valutare a colpo d'occhio la normalità della distribuzione dei residui: se infatti essi si distribuiscono lungo una retta, l'assunzione di normalità è soddisfatta. Il giudizio sulla rettilineità dei dati è tuttavia arbitrario.



Un ulteriore grafico utile per verificare le assunzioni dei minimi quadrati prevede di rappresentare i residui  $e_i$  in funzione della risposta accostata  $\hat{y}_i$  (figura 53). Con questa rappresentazione è possibile verificare che, al variare di  $\hat{y}$ , la media dei residui si mantenga intorno allo 0 e la loro varianza resti approssimativamente costante (il grafico non abbia quindi una forma "ad imbuto").

Ulteriori rappresentazioni che possono essere utilizzate prevedono di riportare i residui in funzione dell'ordine di esecuzione degli esperimenti o in funzione di ciascuna delle variabili di regressione. Se da questi grafici emergessero configurazioni non casuali dei residui, si potrebbero avere dei problemi di inadeguatezza del modello.





Un secondo utilizzo dell'analisi dei residui risiede nell'identificazione degli *outliers*, ovvero valori anomali della risposta osservata che potrebbe essere ragionevole escludere dal set di dati. Solitamente, a questo fine, vengono operate delle opportune standardizzazioni dei residui, che ne trasformano la scala e ne consentono un più immediato confronto. Residui standardizzati con valori eccessivamente elevati identificano potenziali *outliers* nei dati sperimentali, che potrebbero essere dovuti a semplici incidenti di misura o di esecuzione degli esperimenti, oppure a problemi più seri come l'esistenza di una regione dello spazio delle variabili indipendenti nella quale il modello accostato risulta essere una cattiva approssimazione della superficie di risposta effettiva. Nella costruzione dei modelli, il software *Minitab* provvede a standardizzare i residui e a segnalare la presenza di eventuali *outliers*<sup>[27]</sup>.

## 3.2.7 – Residui PRESS e R<sup>2</sup> prediction

Fra i possibili modi di trasformare la scala dei residui risulta particolarmente interessante fare riferimento alla somma dei quadrati dell'errore di previsione, o PRESS (Prediction Error Sum of Squares).

L'introduzione di questa grandezza, infatti, permette di ottenere un ulteriore strumento di valutazione dell'utilità del modello: il coefficiente R<sup>2</sup><sub>prediciton</sub>.

La procedura di calcolo del PRESS di un dato modello è la seguente:

- 1. Selezionare una delle osservazioni i
- 2. Accostare un modello di regressione utilizzando le rimanenti n-1 osservazioni
- 3. Usare tale modello per predire l'osservazione i-esima, denominata  $\hat{y}_{(i)}$
- 4. Calcolare l'errore di previsione per il punto i, anche detto i-esimo residuo PRESS, come:

$$e_{(i)} = y_i - \hat{y}_{(i)}$$

- 5. Ripetere l'operazione per ogni osservazione i = 1, 2, ..., n per produrre un set di *n* residui PRESS  $e_{(1)}$ ,  $e_{(2)}$ , ...,  $e_{(n)}$ .
- 6. Calcolare la statistica PRESS come la somma dei quadrati degli *n* residui *PRESS*:

$$PRESS = \sum_{i=1}^{n} e_{(i)}^{2} = \sum_{i=1}^{n} [y_{i} - \hat{y}_{(i)}]^{2}$$

Per ottenere il *PRESS*, dunque, ogni possibile sottoinsieme di *n-1* osservazioni viene usato come insieme di dati di stima, mentre ogni osservazione viene usata a turno come insieme di dati di previsione.

Si dimostra che per calcolare il *PRESS* non è necessario l'accostamento di *n* diversi modelli di regressione, ma si può ottenere l'i-esimo residuo *PRESS* come:

$$e_{(i)} = \frac{e_i}{1 - h_{ii}}$$

Dove  $h_{ii}$  rappresenta l'elemento diagonale della *matrice cappello* **H** corrispondente all'i-esima osservazione. Tale matrice **H** consente il passaggio dal vettore delle risposte osservate al vettore delle risposte accostate dal modello:

Ed è quindi definita come:

$$\widehat{y} = Xb = X(X'X)^{-1}X'y = Hy$$

$$H = X(X'X)^{-1}X'$$

In definitiva, il PRESS risulta essere:

$$PRESS = \sum_{i=1}^{n} \left(\frac{e_i}{1 - h_{ii}}\right)^2$$

Questo valore permette di calcolare un *coefficiente* R<sup>2</sup> approssimato per la previsione:

$$R_{prediction}^2 = 1 - \frac{PRESS}{SS_T}$$

Tale statistica è un indicatore delle capacità previsionali di un determinato modello: indica la percentuale di variabilità che il modello è in grado di "spiegare" quando si prevedano nuove osservazioni della risposta. Come gli altri coefficienti  $R^2$  visti in precedenza, il suo valore è compreso fra 0 e 1: più esso si avvicina all'unità, più il modello in esame funziona bene nella previsione della risposta <sup>[27]</sup>.

## 3.3 – Selezione di un modello

Tipicamente, in un problema di regressione lineare multipla, si dispone di un certo numero *k* di potenziali variabili di regressione. Non è detto, tuttavia, che tutte debbano essere incluse modello finale: qualcuna di esse, infatti, potrebbe non apportare alcun beneficio al modello o addirittura renderlo peggiore. Allo stesso tempo, è necessario assicurarsi che nessuna delle variabili effettivamente importanti venga erroneamente esclusa dal modello finale.

Dati, come nel nostro caso, k = 9 regressori candidati, il numero di possibili modelli di regressione fra i quali scegliere ammonta a  $2^9 = 512$ . Per determinare quanti e quali regressori includere, sono disponibili due metodi di selezione, detti *Best subset regression* e *Stepwise selection*.

L'obiettivo, attraverso l'utilizzo di uno dei due metodi, è quello di ottenere in definitiva un modello di regressione il più possibile semplice, ma al contempo utile, ovvero in grado di fornire, in base allo specifico obiettivo dello sperimentatore, una buona descrizione della risposta osservata, buone previsioni della risposta e/o una buona stima dei coefficienti di regressione <sup>[35][36]</sup>.

#### 3.3.1 – Best subset regression

Tale metodo di scelta prevede di confrontare fra loro tutti i possibili modelli di regressione che si possono ottenere e selezionarne uno sulla base di determinati criteri. Questo approccio risulta praticabile nel momento in cui k sia relativamente piccolo, e dunque sia relativamente piccolo il numero  $2^k$  di modelli da confrontare.

La criticità legata a questo metodo è che non esiste un criterio assoluto per determinare quale, dato un insieme di modelli fra cui scegliere, risulti essere il migliore. Sono disponibili tuttavia alcuni parametri, caratteristici di ciascun modello, che possono essere d'aiuto nella selezione, come i coefficienti  $R^2$ ,  $R^2_{adj}$  ed  $R^2_{pred}$  introdotti nei paragrafi precedenti. A questi, è possibile aggiungere il  $C_p$  di Mallow, cioè una statistica

che dà indicazioni sulla distorsione di un modello: tanto più essa si avvicina al numero p di coefficienti di regressione inclusi in un modello, tanto meno il modello è distorto.

Non esiste dunque una soluzione univoca al problema, ma è necessario effettuare una scelta sulla base delle proprie necessità. Diversi modelli, inoltre, potrebbero essere equivalentemente adatti allo stesso scopo.

Se si decide di utilizzare quest'approccio con il software *Minitab*, esso fornisce in output un elenco ridotto di tutti i possibili modelli. Nell'elenco sono presenti, per ciascun numero di regressori (da 1 a k), i due migliori modelli selezionati in base al maggior  $R^2$ . Ad esempio, supponendo k = 9, l'elenco dei *Best Subset* comprende i due migliori modelli fra quelli costruibili con un solo regressore, i due migliori modelli fra quelli costruibili con un solo regressore, i due migliori modelli in elenco sono riportati i valori di  $R^2$ ,  $R^2_{adj}$ ,  $R^2_{pred}$  e  $C_p$ . Spetta all'analista scegliere il modello più opportuno sulla base degli obiettivi della propria ricerca <sup>[35]</sup>.

## 3.3.2 – Stepwise Selection

Quando l'elevato numero di regressori candidati renda inapplicabile il metodo precedente, è possibile costruire un modello tramite un algoritmo *stepwise*, che prevede una serie di iterazioni, in ciascuna delle quali viene aggiunto o eliminato un regressore dal modello. Si hanno a disposizione tre differenti algoritmi, tutti implementati in *Minitab*:

- Backward Elimination (eliminazione all'indietro)
- Forward Addition (addizione in avanti)
- *Stepwise Search* (ricerca per passi)

Il primo algoritmo (*Backward Elimination*) prevede di partire dal modello completo che includa tutti e *k* i regressori candidati:

- 1. Per ciascuno dei regressori  $x_j$  viene calcolata la statistica  $F_0$  che confronta il modello comprendente  $x_j$  con il modello ridotto che non lo include (F-test parziale del paragrafo 3.2.4) e il corrispondente *P*-*value*.
- 2. Viene identificato il regressore meno significativo, ovvero quello con il *P-value* maggiore.
- 3. Se esso è minore di un valore di soglia  $\alpha_{stay}$  definito a priori, la procedura termina e il modello fin qui ottenuto viene identificato come definitivo, altrimenti il regressore viene escluso e viene costruito un nuovo modello con i regressori rimanenti.

Questi tre passi vengono iterati fino a che tutti i regressori presenti nel modello non abbiano un *P*-value minore di  $\alpha_{stay}$ , e il modello risultante viene identificato come definitivo.

Il modello finale dipende dalla scelta di  $\alpha_{stay}$ , per il quale valori tipici sono 0,05 o 0,10.

Questo algoritmo è il più efficiente in termini computazionali, in quanto richiede al massimo *k* passi di iterazione. Tuttavia, presenta uno svantaggio: un regressore escluso dal modello non ha più la possibilità di rientrarci, mentre esso potrebbe invece diventare significativo dopo l'esclusione di altri regressori.

Il secondo algoritmo (*Forward Addition*) segue la logica inversa rispetto al precedente. Esso prevede di partire da un modello vuoto, che contenga solo il termine intercetta  $\beta_0$ . Vengono inizialmente costruiti tutti i k modelli che includano l'intercetta e uno solo dei candidati regressori.

- 1. Per ciascun modello, viene calcolata la statistica  $F_0$  che confronta il modello comprendente il regressore candidato  $x_j$  con il modello ridotto che non lo include (F-test parziale del paragrafo 3.2.4) e il corrispondente *P-value*.
- 2. Viene identificato il regressore più significativo, ovvero quello con il *P-value* minore.
- 3. Se esso è maggiore di un valore di soglia  $\alpha_{entry}$  definito a priori, la procedura termina e il modello fin qui ottenuto viene identificato come definitivo, altrimenti il nuovo regressore viene incluso nel

modello e vengono costruiti tutti i possibili modelli che comprendano i regressori fin qui inseriti e uno solo dei regressori candidati non ancora inseriti.

Questi tre passi vengono iterati fino a che tutti i regressori candidati non ancora inclusi non abbiano un *P*value maggiore di  $\alpha_{entry}$ , e il modello risultante viene identificato come definitivo.

Il modello finale dipende dalla scelta di  $\alpha_{entry}$ , per il quale un valore tipico è 0,05.

Questo algoritmo è meno efficiente del precedente in termini computazionali: richiede infatti un massimo di k(k+1)/2 accostamenti di modelli prima di fermarsi. Anch'esso presenta inoltre uno svantaggio analogo all'algoritmo precedente: un regressore incluso nel modello non ha più la possibilità di uscirne, anche se dovesse diventare non significativo in seguito all'aggiunta di altri regressori. Di conseguenza, tale algoritmo non è molto utilizzato.

Il terzo e ultimo algoritmo (*Stepwise Search*) è pensato per eliminare gli svantaggi collegati ai metodi precedenti. Di base, esso è molto simile all'algoritmo di *Forward Addition*: anche in questo caso il punto di partenza è modello vuoto che contenga solo il termine intercetta  $\beta_0$  e vengono inizialmente costruiti tutti i *k* modelli che includano l'intercetta e uno solo dei candidati regressori:

- Per ciascun modello, viene calcolata la statistica F<sub>0</sub> che confronta il modello comprendente il regressore candidato x<sub>j</sub> con il modello ridotto che non lo include (F-test parziale del paragrafo 3.2.4) e il corrispondente P-value.
- 2. Viene identificato il regressore più significativo, ovvero quello con il *P-value* minore.
- 3. Se esso è maggiore di un valore di soglia  $\alpha_{entry}$  definito a priori, la procedura termina e il modello fin qui ottenuto viene identificato come definitivo, altrimenti il regressore viene incluso nel modello.
- 4. Novità: ad eccezione che nel primo step, ogni volta che viene inserito un nuovo regressore nel modello, vengono controllati i *P-value* dei regressori già inseriti, e se qualcuno di essi, in seguito all'aggiunta del nuovo regressore, dovesse superare un valore di soglia  $\alpha_{stay}$  definito a priori, il regressore a esso associato viene eliminato dal modello in quanto non più significativo.
- 5. Solo dopo aver effettuato questo controllo vengono costruiti tutti i possibili modelli che comprendano i regressori fin qui inseriti e uno solo dei regressori candidati non ancora inseriti.

La procedura viene iterata fino che tutti i regressori inseriti non abbiano un *P-value* minore di  $\alpha_{stay}$  e tutti i regressori candidati esclusi non abbiano un *P-value* maggiore di  $\alpha_{entry}$ .

Questo algoritmo funziona meglio degli altri due in termini di selezione del modello, anche se non è il più efficiente dal punto di vista computazionale.

È necessario sempre tenere presente che i modelli ottenuti utilizzando questi algoritmi non risultano in nessun modo ottimali: potrebbero infatti esistere modelli differenti altrettanto buoni o addirittura migliori. Potrebbe inoltre verificarsi, a causa dell'elevato numero di test statistici condotti e del rischio d'errore associato ad essi, che vengano erroneamente inclusi dei regressori non importanti o che non vengano identificati tutti i regressori importanti. Bisogna perciò sempre valutare criticamente i risultati ottenuti, anche sulla base di eventuali conoscenze pregresse sull'argomento della ricerca, che potrebbero ad esempio suggerire l'inserimento forzato di alcuni regressori che gli algoritmi escludono.

Se si è consapevoli di questi aspetti, tuttavia, questi strumenti rappresentano un valido ausilio per la ricerca di un modello finale <sup>[35][36]</sup>.

# 4 – Analisi dei risultati

In questo capitolo finale saranno illustrati i risultati ottenuti dalla campagna sperimentale, considerando separatamente quanto ottenuto per le due leghe.

L'attenzione sarà posta inizialmente sui punti sperimentali osservati e su quanto emerso dalle prove, successivamente, saranno presentati i modelli di regressione.

Per facilitare la lettura e l'interpretazione dei dati, si riporta nuovamente la matrice degli esperimenti già presentata nel paragrafo 2.3, identica per entrambi i materiali.

Codice Prova	Potenza	Velocità	Posizione Focale
01	-1	-1	0
02	-1	1	0
03	1	-1	0
04	1	1	0
05	-1	0	-1
06	-1	0	1
07	1	0	-1
08	1	0	1
09	0	-1	-1
10	0	-1	1
11	0	1	-1
12	0	1	1
13	0	0	0
14	0	0	0
15	0	0	0
16	0	0	0

Tabella 13: Piano sperimentale per ciascuna lega

# 4.1 – Lega EN AW 5754

## 4.1.1 – Analisi metallografiche

Si riportano in questo paragrafo le macrografie delle sezioni trasversali delle saldature ottenute dall'osservazione al microscopio ottico dei provini metallografici. Si è ritenuto opportuno presentare per primi questi risultati, in quanto sono d'ausilio nell'interpretazione dei dati ottenuti dalle prove di trazione e dalle prove Erichsen.

Per mettere in evidenza l'effetto dei parametri di processo sulla geometria del cordone di saldatura, le metallografie sono riportate a gruppi di 4: in ciascun gruppo, uno dei tre parametri è mantenuto costante al livello centrale, mentre gli altri due sono fatti variare secondo un piano fattoriale 2<sup>2</sup> fra il livello alto e il livello basso.

Poiché uno degli obiettivi del presente studio è quello di individuare una o più combinazioni di parametri che ottimizzino le caratteristiche meccaniche del giunto da utilizzare come punto di lavoro, i punti sperimentali osservati sono stati categorizzati sulla base della loro qualità in 3 gruppi, contrassegnati dalle lettere A, B, C. Tale suddivisione risulterà più chiara una volta presentati i dati relativi alle prove di trazione. Per il momento è sufficiente tenere conto che i codici delle saldature del gruppo A sono riportati in verde e fanno riferimento a saldature a completa penetrazione che non presentino particolari difetti macroscopici, mentre i codici delle saldature del gruppo C sono riportati in rosso e comprendono tutte le saldature nelle quali si è verificata una mancanza di penetrazione. Il gruppo B rappresenta una situazione intermedia.

Tutte le macrografie riportate sono orientate in maniera tale che la prima passata sia quella in alto. È necessario specificare questo aspetto in quanto non sempre il lato in cui è stata effettuata la prima passata coincide nelle figure con il lato che presenta la discontinuità di spessore. Questa criticità rilevata in alcune saldature sarà discussa in maniera più approfondita nei paragrafi successivi.

È necessario infine sempre considerare che la sezione rappresentata è descrittiva di uno specifico punto del cordone di saldatura, ma non necessariamente l'intero cordone presenta la stessa geometria.



Figura 54: Macrografie delle saldature 5-01, 5-02, 5-03, 5-04

In figura 54 sono riportate le sezioni trasversali da 5-01 a 5-04. Tutte e quattro le saldature sono effettuate a posizione focale costante, mentre sono state fatte variare la potenza e la velocità di passata.

Confrontando le sezioni 5-01 e 5-02, si osserva come un aumento della velocità di passata diminuisca sia la larghezza del cordone, sia la profondità di penetrazione. Dal confronto delle sezioni 5-02 e 5-04 emerge invece come un aumento della potenza provochi un effetto nella direzione opposta (aumentano sia la larghezza del cordone, sia la profondità di penetrazione).

Come conseguenza di ciò, l'utilizzo di una potenza bassa abbinata a una bassa velocità (5-01) così come di una potenza alta in combinazione con un'alta velocità (5-04) rappresentano dei buoni compromessi e hanno prodotto saldature a completa penetrazione senza difetti eccessivamente marcati, appartenenti perciò al gruppo A.

Al contrario, l'applicazione di una bassa potenza con un'alta velocità (5-02) ha prodotto una saldatura troppo poco profonda che ha portato a una mancanza di penetrazione, mentre l'uso un'alta potenza combinata a

una bassa velocità (5-03) ha fornito eccessivo calore ai pezzi, che si sono quindi disallineati a causa delle deformazioni termiche. Una volta modificata la posizione relativa dei pezzi, il laser ha agito su punti diversi da quelli inizialmente programmati, portando dunque a una mancanza di penetrazione. Tali saldature sono quindi inserite nel gruppo C.

È interessante osservare come la geometria del cordone ottenuto con la seconda passata vari in funzione di quanto si è verificato nella prima. Nelle sezioni 5-01 e 5-04 la profondità di penetrazione della seconda passata risulta maggiore che nella 5-02. Si può supporre dunque che sia più semplice per il laser penetrare nella zona fusa e risolidificata generata con la prima passata piuttosto che nel materiale base inalterato.

Un difetto riscontrabile, seppur in diverse misure, in tutte e quattro le sezioni, è quello che viene definito dalla normativa *EN 10359:2015* (Profili saldati al laser (Tailored Blanks) - Condizioni tecniche di fornitura)

come *disallineamento positivo* (*positive mismatch*), schematizzato in figura 55. Le due lamiere non risultano infatti perfettamente allineate sul lato inferiore, ma la lamiera sottile si trova più in alto rispetto alla condizione ideale.



Infine, nella sezione 5-04 è possibile osservare la presenza di porosità. Figura 5

Figura 55: Schema di positive mismatch [32]



Figura 56: Macrografie delle saldature 5-06, 5-07, 5-08, 5-09

Nelle quattro sezioni riportate in figura 56 (da 5-05 a 5-08) si è mantenuta costante la velocità di passata, mentre si sono fatte variare la potenza e la posizione focale.

Aumentare la posizione focale, ovvero allontanare la posizione del fuoco del raggio laser dalla superficie del pezzo, si traduce in un aumento della sezione del fascio in corrispondenza della superficie.

Si osserva come sia un aumento di potenza che un aumento della posizione focale portino ad avere cordoni di saldatura di maggiore larghezza e profondità di penetrazione, anche se l'effetto della potenza risulta essere molto più marcato.

Le saldature 5-06 e 5-07, in cui si combinano una bassa potenza con un'alta focale e viceversa, risultano essere un buon compromesso e generano saldature dalla geometria discretamente buona, perciò appartengono al gruppo A.

Nella saldatura 5-05, invece, che vede l'utilizzo di una bassa potenza con una bassa focale, l'energia fornita non risulta sufficiente a ottenere una saldatura a completa penetrazione, motivo per il quale rientra nel gruppo C.

Al contrario, nella sezione 5-08, la combinazione di un'alta potenza con un'alta posizione focale ha provocato la fusione di una quantità eccessiva di materiale, che è di conseguenza sprofondato sul lato opposto: tale difetto è identificato dalla *EN 10359:2015* come *cedimento della saldatura (weld sagging)* (figura 57). Si osserva come la seconda passata non abbia di fatto avuto alcun effetto sul materiale



Figura 57: Schema di weld sagging [32]

base, ma si sia limitata a fondere una porzione del cordone di saldatura generato con la prima passata. Nonostante la completa penetrazione, tale saldatura presenta comunque un difetto marcato, perciò viene inserita nel gruppo B.

Ad eccezione della sezione 5-07, che presenta un leggero disallineamento negativo (*negative mismatch*), tutte le altre presentano, in diverse misure, un disallineamento positivo.

In tutte e quattro le sezioni, inoltre, si rilevano delle porosità in corrispondenza della zona fusa e risolidificata.



Figura 5812: Macrografie delle saldature 5-09, 5-10, 5-11, 5-12

Le saldature in figura 58 (dalla 5-09 alla 5-12) sono state realizzate con lo stesso livello di potenza, facendo variare la velocità di passata e la posizione focale.

L'effetto di una variazione di questi due parametri sulla geometria del cordone è analogo a quanto osservato nelle precedenti macrografie: un aumento della posizione focale o una diminuzione della velocità di passata generano cordoni di saldatura con larghezze e profondità di penetrazione maggiori.

Entrambe le saldature ad alta velocità (5-11 e 5-12) presentano in questo caso mancanza di penetrazione e appartengono al gruppo C. Nemmeno un aumento della focale (5-12) riesce infatti in questo caso a compensare l'aumento di velocità.

Nella sezione 5-10, l'uso di un'alta posizione focale combinata a una bassa velocità ha prodotto un cordone a completa penetrazione. Tuttavia, come vedremo, tale saldatura ha presentato un carico di rottura non eccellente, perciò è stata inserita nel gruppo B.

La saldatura 5-09, a bassa velocità di passata e bassa focale, è invece l'unica fra quelle qui rappresentate ad appartenere al gruppo A: essa presenta una penetrazione completa e una buona geometria, seppur con la presenza di uno schizzo e di una porosità. È inoltre una delle poche sezioni a non presentare alcun disallineamento positivo, così come la 5-11. Nelle 5-10 e 5-12, invece, il disallineamento risulta molto marcato.



 $\mathbf{P} = \mathbf{0} \qquad \mathbf{V} = \mathbf{0} \qquad \mathbf{F} = \mathbf{0}$ 

Figura 59: Macrografie delle saldature 5-13, 5-14, 5-15, 5-16

In figura 59, infine, sono riportate le macrografie delle saldature da 5-13 a 5-16, tutte realizzate con i medesimi parametri, corrispondenti al punto centrale del piano sperimentale.

Si osserva come tre delle quattro saldature (5-13, 5-15, 5-16) presentino geometrie piuttosto simili tra loro. In tutte e tre si ha una completa penetrazione del cordone, anche se la seconda passata risulta avere una penetrazione leggermente diversa nei tre casi. Nella 5-13, ad esempio, la seconda passata ha avuto una penetrazione importante e tale da generare schizzi sul lato opposto e una concavità alla radice, mentre nella 5-15 la zona fusa dalla seconda passata sembra non superare la metà dello spessore delle lamiere. La 5-16 riporta invece una situazione intermedia. In tutte e tre le saldature è possibile osservare delle porosità, che risultano avere un diametro leggermente maggiore nella 5-16. Le sezioni 5-15 e 5-16 presentano un disallineamento positivo più marcato, che invece è molto meno accentuato nella 5-13.

Queste piccole differenze osservate non sono imputabili a un effetto dei parametri, ma dipendono piuttosto da altre fonti di variabilità caratteristiche del processo che non sono state controllate negli esperimenti.

Rispetto alle tre saldature appena descritte, la 5-14 risulta avere invece una geometria completamente diversa, con un accentuato disallineamento e una conseguente mancanza di penetrazione (situazione analoga a quanto verificatosi nella 5-03).

Per provare a giustificare tale comportamento in fase di analisi dei risultati, si è provato a ricostruire l'intero cordone di saldatura accostando i provini rotti, di cui si riporta una fotografia dal lato della prima passata in figura 60. Si è osservato come la saldatura presentasse una disomogeneità nel tratto iniziale, dovuta probabilmente a un disallineamento delle lamiere. La geometria riportata nella macrografia non è dunque rappresentativa dell'intero cordone, ma solo di una sua porzione, dalla quale sono stati ricavati i provini di trazione, il provino utilizzato per la metallografia e uno dei provini Erichsen. È necessario dunque tenere conto di questo fenomeno verificatosi, che possiamo considerare accidentale, nell'interpretazione dei dati sperimentali.

Alla luce di quanto osservato, volendo comunque classificare ciascun codice, la saldatura 5-14 è stata inclusa nel gruppo C, mentre le restanti nel gruppo A.



*Figura 60: Il cordone di saldatura 5-14 ricostruito dopo le prove* 

## 4.1.2 – Prove di trazione

Si riportano nelle tabelle 14 e 15 i carichi di rottura (UTS) misurati per il materiale base e per i provini saldati nelle diverse prove, insieme alle corrispondenti media, deviazione standard e coefficiente di variazione (COV) percentuale. Per i provini saldati si riporta inoltre il valore dell'UTS rapportato a quello medio del materiale base e la posizione della cricca: *S* indica una rottura avvenuta nella saldatura, mentre *MB* indica una rottura avvenuta nel materiale base. I codici appartenenti al gruppo A sono riportati in verde, quelli appartenenti al gruppo B in nero, quelli appartenenti al gruppo C in rosso.

MATERIALE BASE SPESSORE 2 mm								
Codice	Codice       UTS 1 (MPa)       UTS 2 (MPa)       UTS 3 (MPa)       Media (MPa)       Dev. Standard (MPa)       COV %							
5-B2	305,76	306,32	306,87	306,32	0,56	0,2%		

Tabella 14: Carichi di rottura misurati per il materiale base (lega EN AW 5754)

SALDATURE SPESSORI 2 – 1,2 mm											
	Pro	va 1	Pro	va 2	Generale						
Codice	Pos. cricca	UTS (MPa)	Pos. cricca	UTS (MPa)	Media (MPa)	Dev. Standard (Mpa)	COV %	UTS/UTS MB			
5-01	MB	282,75	MB	273,59	278,2	6,48	2,3%	90,8%			
5-02	S	152,74	S	211,26	182,0	41,38	22,7%	59,4%			
5-03	S	73,45	S	177,51	125,5	73,58	58,6%	41,0%			
5-04	MB	277,43	MB	283,57	280,5	4,34	1,5%	91,6%			
5-05	S	203,84	S	198,00	200,9	4,13	2,1%	65,6%			
5-06	S	291,42	MB	278,35	284,9	9,24	3,2%	93,0%			
5-07	MB	277,02	MB	280,13	278,6	2,20	0,8%	90,9%			
5-08	S	243,54	S	245,33	244,4	1,27	0,5%	79,8%			
5-09	MB	281,77	MB	280,01	280,9	1,24	0,4%	91,7%			
5-10	S	242,72	MB	283,16	262,9	28,60	10,9%	85 <i>,</i> 8%			
5-11	S	169,79	S	133,33	151,6	25,78	17,0%	49,5%			
5-12	S	198,10	S	108,21	153,2	63,56	41,5%	50,0%			
5-13	S	263,12	MB	285,96	274,5	16,15	5,9%	89,6%			
5-14	S	158,65	S	96,19	127,4	44,17	34,7%	41,6%			
5-15	MB	280,47	MB	267,78	274,1	8,97	3,3%	89,5%			
5-16	MB	275,99	MB	273,48	274,7	1,77	0,6%	89,7%			

Tabella 15: Carichi di rottura e posizioni della cricca per i provini saldati in lega EN AW 5754



Figura 61: Carichi di rottura per la lega EN AW 5754

Nel grafico di figura 61 sono riportati i risultati delle prove di trazione ordinando i codici per carico di rottura medio decrescente. Ciascuna barra rappresenta una delle due prove, ed è colorata in blu se la rottura è avvenuta nel materiale base e in arancione se la rottura è avvenuta nella saldatura. La linea continua riporta la media delle due prove, mentre la linea tratteggiata riporta il COV associato a ciascuna media. A sinistra è

riportata una sola barra che riporta il carico di rottura medio del materiale base. I codici riquadrati si riferiscono invece al punto centrale.

Con questa rappresentazione è più semplice comprendere i motivi alla base della suddivisone delle saldature nei gruppi A, B e C.

I codici del gruppo A hanno presentato tutti dei buoni carichi di rottura medi, che vanno dall'89,5% al 93%

rispetto a quello del materiale base. È difficile affermare in maniera inequivocabile quale delle saldature sia da considerarsi la migliore, in quanto gli intervalli di incertezza associati a ciascuna misura sono sovrapponibili. Fra la saldatura 5-06 (maggior UTS medio) e la 5-15 (minor UTS medio) la differenza è solo del 4%. Tutte le medie, inoltre, presentano un COV molto basso, indice di una bassa dispersione delle misure delle due prove, e quindi di una certa omogeneità delle proprietà meccaniche lungo cordone, almeno nella porzione da cui sono stati ricavati i provini di trazione. Infine, la maggior parte delle rotture dei provini del gruppo A sono avvenute nel materiale base di spessore minore, indicazione di una buona qualità della saldatura, che non risulta essere il punto debole del provino. In figura 62 sono riportati due esempi di rottura, una avvenuta nel materiale base, e una nella saldatura.



Figura 62: Le due modalità di frattura dei provini di trazione: nella saldatura e nel materiale base

Di contro, le saldature del gruppo C, le quali hanno tutte presentato una mancanza di penetrazione hanno riportato i carichi di rottura più bassi. Le fratture dei provini di questo gruppo sono tutte avvenute nella saldatura e i COV associati a ciascuna media sono decisamente più alti, indicazione di una maggiore dispersione delle misure delle due prove, che si traduce in una maggiore disuniformità delle caratteristiche del cordone nella sua lunghezza.

Le due saldature del gruppo B rappresentano una situazione intermedia: entrambe hanno presentato una penetrazione completa, ma i loro carichi di rottura risultano più bassi rispetto a quelli riportati dal gruppo A. La maggior parte delle rotture è avvenuta inoltre nella saldatura.

È interessante osservare come i risultati ottenuti dalle prove di trazione siano molto in accordo con quanto osservato nelle metallografie, anche in virtù del fatto che i provini utilizzati per i due tipi di analisi sono stati ricavati da punti del cordone piuttosto vicini tra loro. Tutte le saldature che hanno infatti avuto delle buone prestazioni nelle prove di trazione hanno presentato anche una buona geometria, con penetrazione completa e assenza di particolari difetti macroscopici, mentre tutte le saldature con scarse proprietà meccaniche hanno riportato geometrie con difettosità accentuate, in particolare mancanza di penetrazione. Anche per le saldature effettuate nel punto centrale è possibile fare la stessa considerazione: mentre i codici 5-13, 5-15 e 5-16 per i quali si è osservata una geometria simile hanno riportato carichi di rottura medi molto simili, per il codice 5-14, che presentava dei difetti e un aspetto differente si sono ottenute delle scarse prestazioni.

#### 4.1.3 – Prove Erichsen

Nelle tabelle 16 e 17 si riportano i risultati delle prove Erichsen per la lega EN AW 5754, rispettivamente relativi al materiale base e ai provini saldati. In particolare, le tabelle includono gli Indici Erichsen (IE) misurati in ciascuna delle tre prove e le loro medie, deviazioni standard e COV. Nella tabella 17 ciascuna riga è colorata secondo la suddivisione nei gruppi A, B e C ed è inoltre riportata la posizione della cricca per ciascuna prova: *MB* indica una rottura nel materiale base, S indica una rottura nel centro della saldatura, mentre *I* indica una rottura all'interfaccia fra la saldatura e il materiale base. Un esempio di queste tre modalità di frattura è riportato in figura 63.

MATERIALE BASE										
Codice Spessore (mm) IE 1 (mm) IE 2 (mm)			IE 3 (mm)	Media (mm)	Dev. Standard (mm)	COV %				
5-B2	2	7,36	7,46	7,61	7,48	0,12	1,6%			
5-B1,2	1,2	6,41	6,68	6,51	6,53	0,14	2,1%			

Tabella 16: Indici Erichsen misurati per il materiale base (lega EN AW 5754)

	SALDATURE SPESSORI 2 – 1,2 mm											
	Pro	va 1	Pro	Prova 2 Prova 3			Generale					
Codice	IE (mm)	Pos. cricca	IE (mm)	Pos. cricca	IE (mm)	Pos. cricca	Media (mm)	Dev. Standard (mm)	COV %	IE/IE MB (1,2)		
5-01	3,00	S	3,71	S	3,44	S	3,38	0,36	10,5%	51,8%		
5-02	3,89	S	2,87	S	1,89	S	2,88	1,00	34,7%	44,2%		
5-03	2,82	S	3,04	S	3,53	S	3,13	0,36	11,7%	47,9%		
5-04	4,10	I.	4,03	I.	2,60	S	3,58	0,85	23,6%	54,8%		
5-05	1,63	S	4,92	S	4,86	I	3,81	1,88	49,5%	58,3%		
5-06	1,74	S	2,39	S	3,14	S	2,42	0,70	28,8%	37,1%		
5-07	3,01	1	4,27	S	4,79	I.	4,03	0,91	22,7%	61,6%		
5-08	2,51	S	3,67	I	2,66	S	2,94	0,63	21,4%	45,1%		
5-09	4,06	1	4,11	S	3,51	I.	3,89	0,33	8,5%	59 <i>,</i> 6%		
5-10	2,29	I	3,39	S	3,19	I	2,96	0,59	19,9%	45,3%		
5-11	4,39	S	2,83	S	4,36	I.	3,86	0,89	23,1%	59,1%		
5-12	2,34	1	1,84	I.	4,70	I.	2,96	1,53	51,6%	45,3%		
5-13	4,07	I.	3,87	I.	4,23	I	4,05	0,18	4,5%	62,1%		
5-14	1,72	I	6,00	MB	3,78	I	3,83	2,14	55,8%	58,7%		
5-15	2,06	I	2,14	I	5,42	I	3,20	1,92	59,8%	49,0%		
5-16	3,34	S	3,57	1	3,38	1	3,43	0,12	3,6%	52,5%		

Tabella 17: Indici Erichsen e posizioni della cricca per i provini saldati in lega EN AW 5754



Figura 63: Da sinistra: rottura nella saldatura, rottura all'interfaccia fra saldatura e materiale base, rottura nel materiale base

Il grafico di figura 64 riporta i risultati delle prove con i codici ordinati per Indice Erichsen medio decrescente. Ciascuna barra rappresenta il risultato di una prova, colorata a seconda della modalità di frattura: blu per le rotture nel materiale base, arancione per le rotture nella saldatura, viola per le rotture all'interfaccia fra saldatura e materiale base. La media di ogni codice è rappresentata con la linea continua grigia, mentre il COV con la linea tratteggiata gialla. I due gruppi di barre a sinistra riportano le caratteristiche del materiale base. Anche in questo caso i codici appartenenti al punto centrale sono stati riquadrati. La barra colorata in basso, infine, fa riferimento alla suddivisione nei gruppi A, B, C.



Figura 64: Indici Erichsen per la lega EN AW 5754

I valori medi dell'indice Erichsen registrati per ciascuna saldatura vanno dal 37,15% al 62,1% rispetto all'indice Erichsen del materiale base misurato sullo spessore minore.

Si osserva intanto come non tutte le saldature del gruppo A abbiano presentato dei buoni IE: non si può quindi affermare che le saldature che presentano la migliore resistenza siano anche quelle che presentano la migliore formabilità, sebbene le saldature 5-13, 5-07 e 5-09 presentino buoni valori di entrambe le proprietà.

In merito alle modalità di frattura, solo una delle rotture (codice 5-14) è avvenuta nel materiale base e corrisponde al più alto IE registrato (6 mm, 92% dell'IE del materiale base di spessore minore). Tuttavia, essa appartiene a un cordone che ha presentato, come visto, una certa disuniformità: sulla stessa saldatura, infatti, si è registrato anche uno degli IE più bassi (1,72 mm).

Quello che salta subito all'occhio dall'esame del grafico, tuttavia, è l'elevata dispersione delle misure presente in buona parte delle saldature: i COV risultati dalle prove Erichsen risultano decisamente maggiori rispetto a quelli osservati nelle prove di trazione e solo tre delle saldature presentano un COV minore del 10%.

Anche gli Indici Erichsen misurati sulle saldature del punto centrale presentano una grande dispersione: gli indici medi sono distribuiti in tutta la prima metà dell'intervallo di variazione dell'IE medio osservato e le saldature 5-14 e 5-15 riportano dei picchi in positivo e in negativo. La media di tutte e 12 le misurazioni è pari a 3,63 mm, con una deviazione standard di 1,28 mm e un COV del 35%.

Poiché quest'elevata variabilità mette fortemente in dubbio l'affidabilità dei dati raccolti, si è ritenuto opportuno tentare di individuarne le cause.

Un primo fattore che si ritiene possa giustificare la maggiore dispersione dei dati riscontrata in tali prove rispetto a quella riscontrata nelle prove di trazione risiede nella procedura di prova, che presenta più fonti di variabilità, collegate ad esempio al centraggio del provino nello stampo, alla forza di serraggio delle viti, al centraggio dell'attrezzatura rispetto al pistone, alla posizione di zero del pistone e alle condizioni di lubrificazione. Un modo di quantificare quest'aspetto può essere il confronto fra il COV ottenuto per il materiale base nelle prove di trazione (0,2%) e nelle prove Erichsen (2,1%).

Un secondo fattore che potrebbe aver contribuito ad amplificare la variabilità dei dati rispetto alle prove di trazione è la maggiore dimensione dei provini e la conseguente maggiore distanza fra i punti di misura. Ricordando la figura 29, infatti, i due provini di trazione sono ricavati da due punti sul cordone molto vicini tra loro (32 mm fra i due centri), mentre i provini Erichsen interessano una porzione della saldatura maggiore e i punti in cui sono effettuate le indentazioni sono più distanti fra loro (93 mm fra due centri). Di conseguenza, è più probabile che fra un provino e l'altro siano presenti delle differenze nelle caratteristiche del cordone.

Il terzo fattore che si ritiene abbia aumentato la dispersione degli Indici Erichsen è il disallineamento delle lamiere, già osservato in alcune delle metallografie, e che è risultato essere un aspetto critico della campagna sperimentale.

## 4.1.4 – Disallineamento positivo delle lamiere

Nel tentativo di giustificare l'elevata variabilità degli Indici Erichsen misurati per la lega EN AW 5754, si è pensato di ricostruire i cordoni di saldatura accostando i provini rotti, per cercare di individuare qualche possibile causa da una loro analisi. Nell'esecuzione delle prove, come illustrato, l'indentazione è avvenuta sempre ponendo in contatto il punzone con la faccia del provino contenente la discontinuità di spessore, che coincide, in teoria, con la faccia interessata dalla prima passata di saldatura. Una volta ricostruiti i cordoni, tuttavia, si è osservato come non sempre il lato con la discontinuità coincidesse con il lato della prima passata. La figura 65, ad esempio, riporta i provini Erichsen ricavati dalla saldatura 5-15 con la seconda passata rivolta verso l'alto. I due provini a destra sono stati indentati nel modo corretto, cioè sulla prima passata, mentre il provino a sinistra è stato indentato sulla seconda passata, in quanto, a causa di una deformazione delle lamiere, la discontinuità di spessore si era spostata sul lato opposto (tale indentazione, peraltro, ha riportato un IE molto maggiore delle altre due).



Figura 65: Provini Erichsen della saldatura 5-15 con indentazioni sulla prima e sulla seconda passata.

In pratica, per effetto delle deformazioni termiche, si è verificato lungo il pezzo saldato un sollevamento della lamiera sottile rispetto alla sua posizione originale, e un conseguente spostamento della discontinuità di

Figura 66: Rappresentazione schematica del disallineamento positivo in un pezzo saldato
spessore sul lato opposto. Una rappresentazione schematica di questo difetto è riportata in figura 66 (vista laterale del pezzo saldato).

Il fenomeno appena descritto ha purtroppo interessato la maggior parte delle saldature di questa lega, ed è stato osservato solo in seguito all'esecuzione delle prove. In figura 67 si riportano ad esempio i cordoni ricostruiti delle saldature da 5-13 a 5-16, dove le frecce indicano il verso dell'indentazione.



Figura 67: I cordoni da 5-13 a 5-16 ricostruiti dopo le prove

Il grafico di figura 68 riporta nuovamente i risultati delle prove Erichsen, ma con una diversa legenda. In questo caso le barre colorate in viola riportano le misure effettuate indentando sulla prima passata (e dunque correttamente), mentre le barre colorate in giallo riportano le misure effettuate indentando sulla seconda passata. Questa rappresentazione consente di spiegare alcuni comportamenti anomali, come nel caso delle saldature 5-14, 5-04, 5-15 o 5-12. Si ritiene inoltre in questo modo di aver giustificato, almeno in parte, l'eccessiva dispersione associata alle misure degli Indici Erichsen.



Figura 68: Indici Erichsen per la lega EN AW 5754, con enfasi sulla direzione di indentazione

Allo scopo di effettuare un'analisi più approfondita del problema, i cordoni ricostruiti sono stati utilizzati per tracciare un profilo schematico della lamiera sottile nei pezzi saldati. Per ciascuna saldatura, ad ognuno dei 5 provini è stato associato un codice in base alla posizione della lamiera sottile rispetto al lato su cui è stata

effettuata la prima passata. Nello specifico, i provini sono stati rivolti con la prima passata verso l'alto, e a ciascuno di essi è stato associato il numero:

- 0, se la lamiera sottile si trovava in basso (e la discontinuità in alto, come nella metallografia 5-13).
- 1, se la lamiera sottile si trovava nel mezzo (e la discontinuità per metà da un lato, per metà dall'altro, come nella metallografia 5-05), oppure se si osservava un suo passaggio da un lato all'altro lungo il provino.
- 2, se la lamiera sottile si trovava in alto (e la discontinuità in basso, come nella metallografia 5-02).

Poiché la porzione di cordone occupata da due provini di trazione è circa la stessa occupata da un provino Erichsen, ai due codici associati ai provini di trazione è stato sostituito un unico codice pari alla media dei due.

In definitiva, il profilo della lamiera sottile in ciascuno dei pezzi saldati è stato schematizzato e rappresentato graficamente utilizzando 4 punti. Il risultato di questa ricostruzione è riportato in figura 69.



Figura 69: Schematizzazione del profilo della lamiera sottile in ciascuno dei pezzi saldati per la lega EN AW 5754

Si osserva come, ad eccezione dei codici 5-07 e 5-13, tutte le saldature della lega EN AW 5754 abbiano presentato, in qualche misura, un disallineamento positivo. I codici 5-09 e 5-06, se non perfetti, sono

comunque fra quelli che hanno mantenuto i migliori allineamenti. Nella saldatura 5-03, la lamiera sottile si è invece spostata sul lato opposto per quasi tutta la lunghezza del cordone.

Come conseguenza dell'assenza di disallineamento, e volendo avvalorare la tesi finora sostenuta, i codici 5-03, 5-09 e 5-13 sono fra quelli che hanno riportato i più bassi COV nelle prove Erichsen.

Le cause che possono avere condotto al verificarsi di questo fenomeno possono essere diverse, e si ritiene prioritario, ai fini del perfezionamento del processo di saldatura, una loro individuazione e l'adozione di adeguate contromisure.

Una delle ipotesi è che il verificarsi o meno del disallineamento dipenda dalla scelta dei parametri della prima passata. Tuttavia, nelle quattro saldature effettuate nel punto centrale con gli stessi parametri, si osservano sia pezzi molto deformati come il 5-14, sia pezzi senza alcuna deformazione come il 5-13. Inoltre, il disallineamento si è verificato sia in saldature che hanno ricevuto un input di calore eccessivo, come la 5-03 o la 5-08, sia in saldature che hanno ricevuto un input di calore, e hanno dunque presentato mancanza di penetrazione, come la 5-02 o la 5-11. La possibilità, dunque, che il fenomeno sia dovuto ai parametri adottati nella prima passata sembrerebbe da escludere.

Un'ipotesi alternativa riguarda invece i parametri utilizzati per realizzare le tacche di posizionamento. Questi potrebbero non essere adeguati a mantenere le lamiere nella posizione corretta durante l'esecuzione delle passate successive.

Tuttavia, l'ipotesi che sembrerebbe essere più plausibile ha a che fare con l'insufficiente rigidezza del sistema di bloccaggio dei pezzi utilizzato. Tale sistema (descritto nel paragrafo 2.4.1), infatti, prevede che i pezzi siano mantenuti in posizione da due aste metalliche dalla geometria lunga e sottile, e dunque aventi una bassa rigidezza flessionale. Trovandosi molto vicine alla zona di saldatura, anche le aste vengono sottoposte a sollecitazioni termiche, e subiscono dunque delle deformazioni, perdendo il contatto con la lamiera sottile e consentendone il disallineamento. Una soluzione al problema, dunque, potrebbe essere l'adozione di un sistema di fissaggio dei pezzi con una rigidezza maggiore.

Poiché il problema riscontrato risulta essere cruciale per garantire una buona qualità dei componenti saldati, si ritiene che la sua risoluzione debba essere affrontata come passo immediatamente successivo al presente lavoro nel percorso di sviluppo del processo.

#### 4.1.5 – Punti potenziali

In figura 70 si riporta una panoramica delle prestazioni, in termini di UTS e IE di ciascuno dei punti sperimentali esplorati.

Viene mantenuta nel grafico l'usuale legenda cromatica con riferimento ai gruppi A, B e C e vengono riquadrate le saldature del punto centrale. Si riporta inoltre un ulteriore punto in blu che corrisponde alle medie delle prestazioni ottenute dalle saldature 5-13, 5-15 e 5-16. Si è ritenuto opportuno escludere dalla media le prestazioni del punto 5-14 in quanto il suo basso carico di rottura si considera frutto di un errore accidentale e quindi non rappresentativo delle reali potenzialità offerte dai parametri.

In un'ottica di ottimizzazione dei parametri di processo, alla luce dei risultati ottenuti, risulta difficile indicare in maniera univoca quale sia la combinazione di parametri che garantisce le migliori prestazioni.

Mentre infatti è possibile escludere il codice 5-06, in quanto ha presentato la peggior formabilità, tutte le altre saldature del gruppo A (riquadrate in arancione nel grafico) rimangono dei potenziali punti di lavoro. In tabella 18 si riporta una panoramica delle loro caratteristiche.

I carichi di rottura associati a questi punti, come visto, presentano valori molto simili tra loro, con differenze dello stesso ordine di grandezza della loro deviazione standard. Non si è dunque nelle condizioni di escludere l'utilizzo di un *set* di parametri in favore di un altro sulla base del carico di rottura.



Figura 70: Riepilogo delle prestazioni per la lega EN AW 5754

Р	aram	etri		Cario	ottura	(MPa)	Indice Erichsen (mm)				Caratteristiche		
Codice	Ρ	v	F	Media	Dev. Std.	COV %	UTS/UTS MB	Media	Dev. Std.	COV %	IE/IE MB 1,2	Vantaggio	Svantaggio
5-01	-1	-1	0	278	6,48	2,3%	90,8%	3,38	0,36	10,5%	51,8%	MIN costo	MAX tempo, minimo IE
5-04	1	1	0	281	4,34	1,5%	91,6%	3,58	0,85	23,6%	54,8%	MIN tempo, MAX UTS	MAX costo
5-07	1	0	-1	279	2,20	0,8%	90,9%	4,03	0,91	22,7%	61,6%	MAX IE, MIN disall.	MAX costo
5-09	0	-1	-1	281	1,24	0,4%	91,7%	3,89	0,33	8,5%	59,6%	MAX UTS, MIN variabilità, MIN disall.	MAX tempo
5-13- 15-16	0	0	0	274	8,31	3,3%	89,6%	3,56	1,04	22,6%	54,5%		MIN UTS

Tabella 18: Panoramica delle caratteristiche dei migliori punti sperimentali per la lega EN AW 5754

In termini di Indice Erichsen, le differenze risultano un po' più accentuate, ma in linea di massima è applicabile lo stesso ragionamento, soprattutto in virtù delle considerazioni in merito al disallineamento, che invitano a trattare i dati relativi alle prove Erichsen con una certa cautela.

Tutte le combinazioni qui presentate, dunque, potrebbero potenzialmente essere utilizzate come punto di lavoro per il processo, o comunque meritano di essere approfondite ulteriormente. Tutte, inoltre, hanno generato saldature a completa penetrazione prive di difetti macroscopici. Come riportato nella tabella, ciascuno di set presenta i propri vantaggi e svantaggi.

Il set di parametri 5-01, ad esempio, nonostante presenti la minore formabilità e preveda l'utilizzo di una bassa velocità di passata, è l'unico ad utilizzare il livello basso di potenza, e potrebbe perciò essere il miglior compromesso se l'obiettivo dovesse essere la riduzione dei costi.

Analogamente, il set 5-04 è l'unico ad utilizzare il livello alto di velocità di passata, e quindi il migliore in termini di produttività, garantendo al contempo l'UTS più alto, seppur utilizzando un'alta potenza (e avendo dunque il maggior costo).

Le saldature 5-07 e 5-09, sono fra le poche ad aver presentato un disallineamento minimo o nullo e riportano rispettivamente il maggior IE e il maggior UTS, con lo svantaggio di utilizzare un'alta potenza o una bassa velocità di passata. Il punto 5-07 presenta inoltre i più bassi COV sia in termini di UTS che in termini di IE, indicazione di una saldatura dalle caratteristiche costanti per tutta la sua lunghezza.

La media del punto centrale, infine, non risulta eccellente in nessuna delle caratteristiche presentate, ma include la saldatura 5-13 ha presentato il miglior IE medio e nessun disallineamento, perciò non si ritiene opportuno escludere nemmeno l'utilizzo di tale punto.

In definitiva, la scelta finale dei parametri di processo da adottare è affidata al responsabile aziendale, ed è da effettuarsi sulla base degli aspetti del processo che si intende massimizzare e delle informazioni presentate in questa sezione.

Considerando invece il proseguimento del percorso di ricerca finalizzato alla messa a punto del processo, un metodo per individuare il punto di lavoro più adatto potrebbe essere, nell'eventualità di un'adeguata disponibilità di risorse, la costruzione delle curve limite di formabilità di lamiere saldate utilizzando la selezione di set parametri qui presentati (o una loro parte). Questo consentirebbe di analizzare in maniera più dettagliata i limiti e le potenzialità di ciascun set e di effettuare una scelta con una maggiore consapevolezza.

## 4.1.6 – Modello di regressione per la risposta IE

Terminata la caratterizzazione del giunto nei punti sperimentali esplorati, si prova adesso ad estendere quanto emerso a tutta la regione di sperimentazione, attraverso la costruzione dei modelli di regressione per le risposte IE e UTS, con l'obiettivo di utilizzarli per prevedere la posizione di un punto di massimo per ciascuna delle risposte. Come già indicato, l'analisi della regressione è stata effettuata utilizzando il software *Minitab*.

In questo paragrafo saranno illustrate le procedure che hanno portato alla scelta del modello di regressione finale per la risposta IE e le caratteristiche di quest'ultimo.

Considerato il basso di numero di regressori candidati *k* = 9, si è scelto di utilizzare il metodo di selezione *Best Subset Regression*.

Inserite nel software la matrice degli esperimenti e le risposte medie misurate è stata utilizzata la funzione *Best Subsets* per calcolare i due migliori modelli (in termini di  $R^2$ ) ottenibili per ogni numero di regressori inclusi, riportati in tabella 19.

	N° regressori	R <sup>2</sup>	$\mathbf{R}^{2}_{adj}$	$R^{2}_{pred}$	Mallow's Cp	Ρ	V	F	PV	PF	VF	<b>P</b> <sup>2</sup>	V <sup>2</sup>	F <sup>2</sup>
	1	65,0	62,5	57,4	2,9									Х
	1	64,4	61,8	56,8	3,2			Х						
	2	69,9	65 <i>,</i> 3	58,1	2,8					Х				Х
	2	69,9	65,2	59 <i>,</i> 3	2,9	Х								Х
	3	76,9	71,2	63,8	1,8	Х						Х		Х
	3	76,3	70,3	63,0	2,1	Х		Х				Х		
	4	77,6	69,5	57,7	3,5		Х		Х			Х		Х
	4	77,2	68,8	57,2	3,7	Х				Х		Х		Х
M3	5	83,3	74,9	70,9	3,1	Х	Х		Х			Х		Х
M2	5	82,7	74,0	66,1	3,4	Х			Х			Х	Х	Х
M1	6	85,3	75,5	72,5	4,3	Х	Х		Х			Х	Х	Χ
	6	84,6	74,4	69,7	4,6	Х	Х	Х	Х			Х	Х	
	7	85,5	72,8	65,8	6,2	Х	Х		Х	Х		Х	Х	Х

7	85,3	72,4	66,9	6,3	Х	Х		Х		Х	Х	Х	Х
8	85,9	69,8	59,1	8,0	Х	Х	Х	Х	Х		Х	Х	Х
8	85,5	68,9	58,7	8,2	Х	Х		Х	Х	Х	Х	Х	Х
9	85,9	64,8	50 <i>,</i> 9	10,0	Х	Х	Х	Х	Х	Х	Х	Х	Х

Tabella 19: Best Subsets per il modello di regressione con risposta IE includendo tutte le prove

Si osserva come aumentando il numero di regressori, il coefficiente  $R^2$  aumenti sempre, mentre non vale lo stesso per i coefficienti  $R^2_{adj} e R^2_{pred}$ : essi, infatti, tendono ad aumentare con l'aggiunta di nuovi regressori fino a un certo punto, per poi diminuire nuovamente. Come criterio di scelta, dunque, si è preso in considerazione il modello che presentasse i maggiori  $R^2_{adj} e R^2_{pred}$ , ovvero il modello M1, che riporta inoltre un  $C_p$  di Mallow < p, ed è quindi non distorto. La messa in evidenza del modello e l'assegnazione di un nome è stata adottata in questo lavoro per garantire una maggiore chiarezza, ma non fa parte dell'output del software, a differenza del resto dei dati presentati in tabella 19.

Identificata la combinazione di regressori opportuna, è possibile utilizzare la funzione *Fit Regression Model* per costruire il corrispondente modello di regressione, calcolando dunque i coefficienti di regressione e tutte le statistiche di valutazione del modello. La funzione, tuttavia, non offre solo la possibilità di costruire il modello completo comprendente tutti i regressori specificati, ma anche di applicare al set uno degli algoritmi di *Stepwise Selection* presentati nel paragrafo 3.3.2. Si è osservato che la funzione *Best Subset*, in alcuni casi, può includere nei modelli presentati dei regressori non significativi, in quanto la significatività dei singoli regressori non è utilizzata come criterio di selezione. Per questo, al fine di far eliminare in automatico al software eventuali regressori non significativi, la funzione *Fit Regression Model* è stata sempre utilizzata in accoppiamento con l'algoritmo di *Backward Elimination*, con un livello di soglia  $\alpha_{stay} = 0,10$ .

Provando dunque a costruire il modello M1 con questa logica, il regressore V viene identificato come non significativo e viene eliminato: il modello a 5 regressori che ne risulta è ancora presente in tabella 19, ed è indicato come M2.

Poiché il modello M2 presenta dei coefficienti  $R^2$  minori del modello M3, anch'esso presente nella lista dei *Best Subset* e differente da M2 per un solo regressore (*V* invece di  $V^2$ ), si è ritenuto opportuno valutarli entrambi per individuare il più adeguato. Provando a costruire il modello M3 con l'algoritmo di *Backward Elimination*, tutti i regressori risultano significativi e pertanto vengono mantenuti nel modello.

Per brevità, non si riportano i valori dei coefficienti di regressione e le tabelle di analisi della varianza per tutti i modelli valutati prima di giungere a quello finale, ma saranno riportati i dettagli solo di quest'ultimo.

Dall'analisi dei residui del modello M2, il software identifica come *outlier* il valore dell'IE medio relativo alla prova 5-15, corrispondente all'IE medio minore fra quelli dei quattro punti centrali. Al contrario, dall'analisi dei residui del modello M3, viene identificato come *outlier* l'IE relativo alla prova 5-13, che è invece il maggiore fra quelli dei quattro punti centrali. Si evince come il modello M2 accosti al punto centrale un valore maggiore, aumentando il residuo corrispondente alla prova 5-15 di cui consiglia dunque la rimozione, mentre il modello M3 accosti al punto centrale un valore minore, aumentando il residuo corrispondente alla prova 5-13 e identificando dunque quest'ultima come incidente di misura.

Si è provato a seguire entrambe le strade, eliminando in alternativa l'una o l'altra prova dalla matrice degli esperimenti. In entrambi i casi sono stati nuovamente calcolati i *Best Subset* e si è applicata la stessa logica già presentata nella ricerca di un nuovo modello. In entrambi i casi, i nuovi modelli ottenuti dall'eliminazione di una delle due prove hanno provocato un incremento di tutti e 3 i coefficienti *R*<sup>2</sup>, indicazione di un miglior adattamento dei modelli ai dati depurati dagli *outliers*.

Tuttavia, il modello ottenuto dall'eliminazione della prova 5-15, denominato in definitiva M-IE-5 ha presentato dei coefficienti R<sup>2</sup> leggermente maggiori, perciò è stato adottato come modello finale. Inoltre, si è ritenuto opportuno scegliere un modello che non penalizzasse il punto centrale, in quanto è l'unico punto sperimentale che ha consentito di ottenere una rottura nel materiale base.

In definitiva, l'equazione di regressione finale per la risposta IE della lega EN AW 5754 è la seguente:

 $IE = -75.6 + 0.0991 P + 0.002575 PV - 0.000032 P^2 - 1.033 V^2 - 0.2713 F^2$ 

I coefficienti  $R^2$  del modello sono riportati in tabella 20. Sulla base del valore di  $R^2$  si può affermare che l'equazione di regressione è in grado di "spiegare" l'89,59% della variabilità dei dati sperimentali. Il coefficiente  $R^2_{adj}$  risulta avere un valore piuttosto vicino a quello di  $R^2$ , il che rappresenta una caratteristica positiva del modello. Se così non fosse si potrebbe avere il sospetto che siano stati inseriti nel modello dei regressori non necessari. Infine, un valore di  $R^2_{pred}$  di 76,61% segnala una discreta capacità previsionale del modello.

R <sup>2</sup>	R <sup>2</sup> <sub>adj</sub>	R <sup>2</sup> <sub>pred</sub>		
89,59%	83,81%	76,61%		

Tabella 150: Coefficienti R<sup>2</sup> del modello M-IE-5

Di seguito (tabella 21) è presentata la tabella dei coefficienti fornita in output da *Minitab*. Essa riporta il valore dei coefficienti di regressione, il loro errore standard *SE*, il valore di  $t_0$  (denominato *T-value*) e il corrispondente *P-value*, grandezze definite nel paragrafo 3.2.3 in merito al test d'ipotesi per la significatività dei singoli coefficienti. I *P-value* < 0,001 vengono riportati dal software come 0,000. Tutti i *P-value* in tabella sono minori di 0,05, perciò tutti i coefficienti nel modello risultano significativi.

Term	Coef	SE Coef	T-Value	P-Value
Constant	-75,6	26,8	-2,82	0,020
Р	0,0991	0,0336	2,95	0,016
PV	0,002575	0,000936	2,75	0,022
P <sup>2</sup>	-0,000032	0,000011	-3,06	0,014
V <sup>2</sup>	-1,033	0,373	-2,77	0,022
F <sup>2</sup>	-0,2713	0,0357	-7,60	0,000

Tabella 21: Tabella dei coefficienti del modello M-IE-5
---

In tabella 22 si riporta l'analisi della varianza generata da *Minitab*, in cui sono riassunti i risultati di tutti i test d'ipotesi descritti nel capitolo 3.

La colonna *Adj SS* riporta una serie di somme di quadrati. Nella prima riga si ha la somma dei quadrati dovuta alla regressione *SS<sub>R</sub>*, mentre nella riga *Error* si ha la somma dei quadrati dovuta all'errore *SS<sub>E</sub>*. Nell'ultima riga è presente la somma dei quadrati totali *SS<sub>T</sub>* che, come visto, corrisponde alla somma dei due termini precedenti. Sottraendo ad *SS<sub>E</sub>* la somma dei quadrati dovuta all'errore puro *SS<sub>PE</sub>* (riga *Pure Error*) si ottiene invece la somma dei quadrati dovuta alla mancanza di adattamento *SS<sub>LOF</sub>* (riga *Lack-of-Fit*). Associata ad ogni coefficiente  $\beta_j$  si ha la somma dei quadrati aggiuntiva dovuta a tale coefficiente *SS<sub>R</sub>*( $\beta_j | \beta_0, \beta_1, ..., \beta_{j-1}, \beta_{j+1}, ..., \beta_k$ ), ovvero il suo contributo all'incremento di *SS<sub>R</sub>* assumendo che sia l'ultimo regressore aggiunto al modello (paragrafo 3.2.4).

La colonna *Adj MS* riporta le medie dei quadrati (*Mean Squares*), ottenute dividendo ciascuna somma dei quadrati per il corrispondente numero di gradi di libertà, riportato nella colonna *DF* (*Deegrees of Freedom*).

Nella colonna *F-value* si hanno invece le statistiche *F*<sub>0</sub> relative ai diversi test d'ipotesi, con il corrispondente *P-value* riportato nella colonna adiacente. In particolare, l'*F-value* nella riga *Regression* fa riferimento al test d'ipotesi per la significatività della regressione (paragrafo 3.2.1), mentre gli *F-value* per ciascun coefficiente sono relativi all'*F-test* parziale per la significatività di ciascuno di essi (paragrafo 3.2.4). Infine, l'*F-value* nella riga *Lack-of-Fit* si riferisce al test per la mancanza di adattamento (paragrafo 3.2.5).

Le diverse e numerose informazioni che si possono ricavare da questa tabella consentono di valutare l'adeguatezza del modello.

Per il modello presentato, il *P-value* riferito alla significatività della regressione risulta <0,001: questo permette di rifiutare l'ipotesi che la regressione non sia significativa. I *P-value* relativi a ciascuno dei coefficienti di regressione sono tutti < 0,05, perciò anche per ciascuno di essi si può rifiutare l'ipotesi di non

significatività: tutti i regressori inseriti contribuiscono in maniera statisticamente significativa a spiegare la variabilità dei dati sperimentali. Si osserva come questo test sia equivalente al *test t* della tabella precedente, motivo per il quale i *P-value* assumono gli stessi valori. Infine, il *P-value* relativo al test per la mancanza di adattamento (0,936) risulta molto maggiore di 0,05, perciò non esistono sufficienti prove per rifiutare l'ipotesi che il modello non presenti mancanza di adattamento.

In definitiva, dunque, tutti i test d'ipotesi forniscono degli esisti positivi, garantendo una buona adeguatezza del modello.

Source	DF	Adj SS	Adj MS	F-Value	P-Value
Regression	5	3,1809	0,63617	15,49	0,000
Р	1	0,3577	0,35773	8,71	0,016
PV	1	0,3108	0,31084	7,57	0,022
P <sup>2</sup>	1	0,3834	0,38343	9,34	0,014
V <sup>2</sup>	1	0,3146	0,31456	7,66	0,022
F <sup>2</sup>	1	2,3715	2,37146	57,75	0,000
Error	9	0,3696	0,04107		
Lack-of-Fit	7	0,1688	0,02412	0,24	0,936
Pure Error	2	0,2008	0,10039		
Total	14	3,5505			

Tabella 22: Analisi della varianza (ANOVA) del modello M-IE-5

L'ultima verifica della validità del modello prevede l'analisi dei grafici dei residui, riportati nella figura 71. Si osserva come nel grafico di probabilità normale i residui si dispongano approssimativamente lungo una retta, mentre il grafico dei residui in funzione dei valori accostati presenti un andamento casuale, perciò si ritengono rispettate le ipotesi dei minimi quadrati.



Figura 71: Grafici dei residui del modello M-IE-5

In figura 72, allora, si riportano in definitiva le superfici di risposta e le curve di livello ottenute per la risposta IE della lega EN AW 5754. Poiché in ciascuna superficie è possibile rappresentare graficamente l'effetto di due soli parametri per volta, sono riportate tre superfici, in ciascuna delle quali si può osservare l'effetto di una coppia di parametri, mentre il terzo viene mantenuto costante al livello centrale. In ciascuna superficie vengono riportati in rosso i punti sperimentali. Il punto centrale (di cui si è riportata la media delle prove 5-13, 5-14, 5-16) è l'unico che compare in tutti e tre i grafici. In figura 73 si riportano i valori accostati dal modello confrontati con i valori osservati. La colonna in rosso indica il dato sperimentale che è stato escluso per la costruzione del modello. Si osserva come a causa della dispersione delle misure ottenute nel punto

centrale, i residui associati a questi codici sono piuttosto elevati, in quanto se il valore predetto dal modello si avvicina a uno di essi, si allontana automaticamente da tutti gli altri, ragione per cui l'eliminazione della prova 5-15 ha effettivamente apportato un beneficio al coefficiente  $R^2$ . Ad esclusione di tali prove, tuttavia, il modello presenta un buon accordo con quanto osservato nelle prove sperimentali.



Figura 72: Superfici di risposta e curve di livello per la risposta IE (lega EN AW 5754)



Figura 73: Modello M-IE-5 - Valori osservati vs valori accostati

Utilizzando la funzione di ottimizzazione di *Minitab*, è stato infine trovato il punto di massimo predetto dal modello di regressione corrispondente a un valore di 4,25 mm, le cui coordinate adimensionali sono riportate in tabella 23.

Potenza	Velocità di passata	Posizione Focale
0,23	0,06	-1

Tabella 23: Coordinate del punto di massimo per l'IE predette dal modello M-IE-5

Tale punto di massimo individuato sembrerebbe ragionevole: rispetto alla terna di parametri L<sub>0</sub> esso prevede una diminuzione della posizione focale e un leggero aumento della potenza, accorgimenti che, come è stato osservato nelle metallografie, hanno due effetti opposti sulla larghezza del cordone e sulla profondità di penetrazione, perciò potrebbero effettivamente essere un buon compromesso.

In ogni caso, nonostante il modello presenti delle buone caratteristiche, la sua validazione definitiva richiede l'esecuzione di un esperimento di conferma utilizzando i parametri ottimali individuati. Senza tale verifica, infatti, non si può avere alcuna garanzia sulla correttezza dei risultati ottenuti. I tempi limitati in cui è stato necessario portare a termine il presente lavoro, purtroppo, non hanno concesso l'esecuzione dell'esperimento di validazione del modello. Tale verifica, dunque, si raccomanda come passo successivo nel percorso di messa a punto del processo.

## 4.1.7 – Modello di regressione per la risposta UTS

Si presentano in questo paragrafo la procedura utilizzata per la selezione di un modello di regressione lineare multipla per la risposta UTS e i dettagli del modello finale ottenuto.

Anche in questo caso si è adottato il metodo di selezione *Best Subset Regression*. Poiché è già stato evidenziato come l'UTS ottenuto nella prova 5-14 sia il risultato di un evento accidentale, lo si considera a priori un *outlier* e se ne esclude il valore dalla matrice degli esperimenti. La lista dei *Best Subset* restituita da *Minitab*, con l'esclusione di tale prova, è riportata dunque in tabella 24.

	N° regressori	R <sup>2</sup>	$\mathbf{R}^{2}_{adj}$	$R^{2}_{pred}$	Mallow's Cp	Ρ	V	F	PV	PF	VF	<b>P</b> <sup>2</sup>	V <sup>2</sup>	F <sup>2</sup>
	1	11,2	4,3	0,0	5,0								Х	
	1	8,9	1,9	0,0	5,4		Х							
	2	27,3	15,2	0,0	4,0		Х						Х	
	2	15,1	1,0	0,0	6,2				Х				Х	
	3	51,1	37,8	0,0	1,8				Х			Х	Х	
	3	50,7	37,2	0,0	1,9	Х			Х				Х	
	4	62,5	47,6	0,0	1,7		Х		Х			Х	Х	
	4	62,0	46,8	0,0	1,8	Х	Х		Х				Х	
	5	65,1	45,6	0,0	3,3		Х	Х	Х	Х			Х	
	5	62,9	42,3	0,0	3,7		Х		Х		Х	Х	Х	
M4	6	70,4	48,2	0,0	4,3		Х	Х	Х	Х		Х	Χ	
	6	70,0	47 <i>,</i> 5	0,0	4,4	Х	Х	Х	Х	Х			Х	
	7	71,8	43,5	0,0	6,1		Х	Х	Х	Х		Х	Х	Х
	7	71,3	42,6	0,0	6,2	Х	Х	Х	Х	Х			Х	Х
	8	72,0	34,6	0,0	8,0		Х	Х	Х	Х	Х	Х	Х	Х
	8	71,9	34,5	0,0	8,0	Х	Х	Х	Х	Х		Х	Х	Х
	9	72,1	22,0	0,0	10,0	Х	Х	Х	Х	Х	Х	Х	Х	Х

Tabella 24: Best Subsets per il modello di regressione con risposta UTS escludendo la prova 5-14

Si osserva innanzitutto come nessuno dei possibili modelli ottenibili a partire da questo set di dati presenti un coefficiente  $R^2_{pred}$  diverso da 0. Questa informazione fa già presupporre che qualunque sia il modello finale selezionato, esso non potrà essere utilizzato in maniera affidabile per predire la posizione del punto di massimo. Inoltre, tutti i modelli presentano valori di  $R^2$  ed  $R^2_{adj}$  piuttosto diversi tra loro, aspetto che abbiamo visto non essere positivo. I *Best Subset* ottenuti senza escludere la prova 5-14 riportano valori dei coefficienti  $R^2$  ancora minori.

Si presenta in ogni caso, per completezza, il migliore modello che si è riusciti a costruire, ottenuto partendo dal set di regressori indicato in tabella come M4 (modello che presenta il maggiore  $R^2_{adj}$ ) e applicando l'algoritmo di *Backward Elimination* con  $\alpha_{stay} = 0,10$ .

Con due passi di iterazione, l'algoritmo ha identificato come non significativi i regressori  $V \in P^2$ , che sono pertanto stati esclusi dal modello. Il risultato finale è un modello non incluso nella tabella 24, denominato M-UTS-5, la cui equazione di regressione risulta essere:

$$UTS = -682 + 1002 F + 0,612 PV - 0,621 PF - 255,4 V^{2}$$

Si riportano di seguito le tabelle riepilogative restituite da Minitab.

R <sup>2</sup>	R <sup>2</sup> <sub>adj</sub>	R <sup>2</sup> <sub>pred</sub>		
58,62%	42,07%	0,00%		

Tabella 165: Coefficienti R<sup>2</sup> del modello M-UTS-5

Term	Coef	SE Coef	T-Value	P-Value
Constant	-682	293	-2,33	0,042
F	1002	309	3,24	0,009
PV	0,612	0,182	3,36	0,007
PF	-0,621	0,192	-3,23	0,009
V <sup>2</sup>	-255,4	72,8	-3,51	0,006

Tabella 26: Tabella dei coefficienti del modello M-UTS-5

Source	DF	Adj SS	Adj MS	F-Value	P-Value
Regression	4	26711,1	6677,8	3,54	0,048
F	1	19825,4	19825,4	10,52	0,009
PV	1	21225,7	21225,7	11,26	0,007
PF	1	19690,0	19690,0	10,44	0,009
V <sup>2</sup>	1	23218,5	23218,5	12,32	0,006
Error	10	18852,6	1885,3		
Lack-of-Fit	8	18852,5	2356,6	24279,80	0,000
Pure Error	2	0,2	0,1		
Total	14	45563,7			

Tabella 27: Analisi della varianza (ANOVA) del modello M-UTS-5



Figura 74: Grafici dei residui del modello M-UTS-5

Tutti i coefficienti di regressione inseriti nel modello risultano significativi in quanto presentano un *P-value* < 0,05. Anche il test d'ipotesi per la significatività della regressione fornisce un esito positivo in quanto riporta un *P-value* = 0,048 < 0,05. I grafici dei residui (figura 74), inoltre, non presentano particolari anomalie. Tuttavia, il *P-value* relativo al test d'ipotesi per la mancanza di adattamento risulta essere < 0,05, condizione

che implica la mancanza di adattamento del modello e che conduce immediatamente a un abbandono dello stesso in favore di modelli più appropriati. Questa conclusione suggerisce che la reale relazione fra i parametri di saldatura e l'UTS non sia di tipo lineare e che quindi il modello adottato non sia adeguato a descriverla, per lo meno nella regione sperimentale esplorata.

Sono stati effettuati tentativi per trovare modelli alternativi a quello qui presentato, provando a eliminare delle prove dalla matrice degli esperimenti, ma tutti i modelli ottenuti hanno presentato le stesse criticità (mancanza di adattamento).



Figura 75: Superfici di risposta e curve di livello per la risposta UTS (lega EN AW 5754)



Figura 76: Modello M-UTS-5 - Valori osservati vs valori accostati

La ragione di questo risultato potrebbe risiedere nella scelta degli intervalli di variazione dei parametri di saldatura, e quindi nella dimensione dello spazio di sperimentazione, forse eccessivamente ampia per poter trovare al suo interno una relazione lineare fra i parametri e il carico di rottura.

Si conclude, in definitiva, che non è stato possibile costruire un modello di regressione valido per la risposta UTS a partire dai dati sperimentali a disposizione.

Si riportano comunque le superfici di riposta, le curve di livello (figura 75) e il confronto fra le risposte accostate e quelle osservate per il modello M-UTS-5 (figura 76).

## 4.2 – Lega EN AW 6016

#### 4.2.1 – Analisi metallografiche

Si illustrano di seguito le macrografie delle sezioni trasversali delle saldature ottenute per la lega EN AW 6016. Come nel capitolo precedente, le metallografie sono raccolte in gruppi di quattro, in ciascuno dei quali si può osservare l'effetto di due parametri mentre il terzo viene mantenuto costante. In tutte le sezioni, la zona fusa e risolidificata ottenuta con la prima passata si trova in alto. Anche per questa lega si è ritenuto opportuno suddividere i codici in funzione della loro qualità nei gruppi A, B e C, rispettivamente richiamati con i colori verde, nero e rosso dei codici. Le saldature del gruppo A presentano una buona geometria e, come si vedrà, delle buone caratteristiche meccaniche, mentre nelle saldature del gruppo C si è verificata



Figura 77: Macrografie delle saldature 6-01, 6-02, 6-03, 6-04

una mancanza di penetrazione che ha portato a scarse proprietà meccaniche. Il gruppo B raccoglie invece situazioni intermedie.

La figura 77 riporta le prime quattro metallografie (da 6-01 a 6-04), corrispondenti alle saldature realizzate a posizione focale costante, variando la potenza e la velocità di passata.

Gli effetti dei parametri sulla geometria della saldatura sono analoghi a quelli osservati per la lega EN AW 5754: sia un aumento della potenza che una diminuzione della velocità di passata portano a ottenere cordoni di saldatura di maggiore larghezza e profondità di penetrazione. A bassa potenza, tuttavia, l'effetto della velocità di passata sembrerebbe essere meno marcato: le zone fuse e risolidificate ottenute con la prima passata nelle sezioni 6-01 e 6-02 risultano infatti avere dimensioni piuttosto simili fra loro, e il raggiungimento o meno della completa penetrazione sembra dovuto piuttosto alle diverse profondità di penetrazione ottenute con la seconda passata.

In ogni caso, anche per questa lega si sono ottenute delle saldature con una buona geometria e buone proprietà meccaniche (gruppo A) utilizzando una bassa potenza con una bassa velocità (6-01) o un'alta potenza con un'alta velocità (6-04). L'applicazione di una bassa potenza con un'alta velocità, invece, ha portato a una mancanza di penetrazione, seppur minima (6-02), mentre un'alta potenza in combinazione con una bassa velocità ha prodotto un cedimento della saldatura (*weld sagging*) (6-03). Questi ultimi due codici rientrano dunque nel gruppo B.

Si osserva come, a differenza che nella lega EN AW 5754, nessuna delle quattro sezioni presenti un disallineamento positivo marcato, anche se in tutte si può osservare la presenza di porosità.



Figura 78: Macrografie delle saldature 6-05, 6-06, 6-07, 6-08

86

In figura 78 si hanno le sezioni delle quattro saldature (da 6-06 a 6-08) ottenute a pari velocità di passata, facendo variare la posizione focale e la potenza.

Come già osservato, un aumento di potenza genera un incremento della larghezza del cordone e della profondità di penetrazione. Confrontando le macrografie 6-07 e 6-08, entrambe ad alta potenza, un aumento della posizione focale risulta avere un effetto nella stessa direzione, seppur meno marcato. Se invece si confrontano la 6-05 e la 6-06, a bassa potenza, un aumento della posizione focale sembrerebbe avere un effetto opposto, portando addirittura a una mancanza di fusione dello spigolo della lamiera di spessore maggiore. Nel momento in cui si incrementa la posizione focale, infatti, si ottiene una maggiore sezione del fascio laser in corrispondenza della superficie del pezzo, ma al contempo, come conseguenza, si assiste a una diminuzione della densità di potenza. Mentre ad alta potenza tale diminuzione non sembra essere rilevante, in quanto la densità di potenza applicata risulta comunque sufficiente a fondere il materiale, a bassa potenza tale aspetto può invece risultare critico.

L'utilizzo di una bassa posizione focale con un'alta potenza (6-07) ha prodotto una salatura di buona qualità (gruppo A). Incrementando la posizione focale (6-08), invece, si è ottenuto un cedimento della saldatura (*weld sagging*) (gruppo B).

Nessuna delle combinazioni che hanno previsto l'utilizzo di una bassa potenza ha prodotto buone saldature: nella 6-05 si è infatti ottenuta una penetrazione incompleta (gruppo C), mentre nella 6-06 si è verificata, come visto, una mancata fusione dello spigolo della lamiera spessa (gruppo B). Nonostante i cordoni ottenuti con la prima passata in queste due sezioni abbiano geometria piuttosto vicina, la seconda passata sembra avere avuto effetti diversi, generando una penetrazione completa solo su una delle due. Questo può essere



Figura 79: Macrografie delle saldature 6-09, 6-10, 6-11, 6-12

dovuto al diverso allineamento presentato dalle lamiere nei due casi, che ha modificato l'interazione del laser con i pezzi nella seconda passata.

Solo la saldatura 6-05 presenta un disallineamento più marcato, mentre questo è molto lieve nelle 6-06 e 6-07 e assente nella 6-08. Porosità di diverse dimensioni si riscontrano invece in tutte le sezioni.

Nelle saldature di figura 79 (da 6-09 a 6-12), ottenute a potenza costante, sono state fatte variare la posizione focale e la velocità di passata.

A bassa velocità (6-09 e 6-10), un incremento della posizione focale ha provocato, come di consueto, un aumento della larghezza e della profondità di penetrazione del cordone. Ad alta velocità (6-11 e 6-12), tuttavia, risulta difficile cogliere l'effetto della posizione focale sulla saldatura, in quanto il calore fornito ai pezzi non è stato sufficiente a garantire l'effettiva generazione di un cordone. Nella 6-11, infatti, anche a causa di un disallineamento delle lamiere che ha portato il laser a incidere in un punto del pezzo diverso da quello programmato, la lamiera spessa non è stata fusa dalla prima passata. Aumentando la focale (6-12) seppur entrambi gli spigoli delle lamiere siano stati fusi, non si è comunque raggiunta una profondità di penetrazione accettabile. Ad eccezione della 6-10 (gruppo A), dunque, tutte le saldature qui presentate rientrano nel gruppo C.

Il disallineamento positivo è presente in tutte e quattro le sezioni, ma in nessuna di esse di rilevano porosità.



Figura 80: Macrografie delle saldature 6-13, 6-14, 6-15, 6-16

La figura 80 riporta infine le quattro sezioni delle saldature ottenute utilizzando i parametri del punto centrale del piano sperimentale. Si nota come solo in due delle saldature (6-14 e 6-15) sia stata ottenuta una penetrazione completa, mentre nelle altre due (6-13 e 6-16) questo non sia avvenuto. In particolare, l'assenza

di penetrazione si è verificata nella seconda passata. Nelle figure 81 e 82 sono riportati i cordoni di saldatura ricostruiti in seguito all'esecuzione delle prove accostando i provini rotti per tutti e quattro i codici corrispondenti al punto centrale. In figura 81 si possono osservare i cordoni ottenuti con la prima passata, mentre in figura 82 si hanno quelli ottenuti con la seconda. La saldatura è avvenuta in entrambi i casi da destra verso sinistra, ed emerge dalle fotografie come nei codici 6-13 e 6-16, per entrambe le passate, si sia ottenuta una disomogeneità delle caratteristiche della saldatura nella parte terminale, dovuta presumibilmente a un malfunzionamento del laser. Nel caso della prima passata questo non ha rappresentato un problema, in quanto la disomogeneità ha interessato una porzione di uno dei provini Erichsen non coinvolta nell'indentazione. Tuttavia, nel caso della seconda passata, la disomogeneità ha interessato i provini di trazione e i provini utilizzati per le metallografie, che si ricorda essere stati tagliati dalla porzione di cordone compresa fra i provini di trazione e i provini Erichsen. Si tratta probabilmente di un fenomeno accidentale, ma è necessario comunque tenerne conto per giustificare il differente aspetto delle saldature ottenuto nelle macrografie e i bassi carichi di rottura (come vedremo) registrati nei codici 6-13 e 6-16. A prescindere da quanto appena descritto, tutte le sezioni della figura 80 presentano delle porosità e in nessuna di esse si osserva un disallineamento positivo.



Figura 81: Cordoni ricostruiti delle saldature effettuate nel punto centrale – lato prima passata



Figura 82: Cordoni ricostruiti delle saldature effettuate nel punto centrale – lato seconda passata

### 4.2.2 – Prove di trazione

Le tabelle 28 e 29 recano i risultati relativi alle prove di trazione per la lega EN AW 6016 rispettivamente per il materiale base e per i giunti saldati. Si riportano, per ogni codice, i valori dei carichi di rottura (UTS) misurati nelle due prove (tre per il materiale base) e la loro media, deviazione standard e COV. Per i provini saldati sono indicati inoltre il valore percentuale del rapporto fra l'UTS medio e l'UTS medio del materiale base, la posizione del provino in cui è avvenuta la rottura (*MB* per il materiale base, *S* per la saldatura) e il gruppo A, B e C a cui appartiene ciascun codice, indicato rispettivamente dalla colorazione della riga verde, nera, o rossa.

	MATERIALE BASE SPESSORE 2 mm											
Codice	Codice UTS 1 (MPa) UTS 2 (MPa) UTS 3 (MPa) Media (MPa) Dev. Standard (MPa) COV %											
6-B2	263,48	263,34	263,90	263,57	0,29	0,1%						

	SALDATURE SPESSORI 2 – 1,2 mm											
	Pro	va 1	Pro	va 2		Genera	le					
Codice	Pos.	UTS	Pos.	UTS	Media	Dev. Standard	COV %	UTS/UTS				
	cricca	(MPa)	cricca	(MPa)	(MPa)	(Mpa)		MB				
6-01	S	225,79	S	221,67	223,7	2,91	1,3%	84,9%				
6-02	MB	219,03	S	170,45	194,7	34,35	17,6%	73,9%				
6-03	S	215,04	S	217,05	216,0	1,42	0,7%	82,0%				
6-04	MB	223,84	S	219,66	221,8	2,96	1,3%	84,1%				
6-05	S	126,78	S	140,66	133,7	9,81	7,3%	50,7%				
6-06	S	120,78	S	219,72	170,3	69,96	41,1%	64,6%				
6-07	MB	221,63	MB	215,92	218,8	4,04	1,8%	83,0%				
6-08	S	126,47	S	222,96	174,7	68,23	39,1%	66,3%				
6-09	S	98,34	S	139,46	118,9	29,08	24,5%	45,1%				
6-10	S	225,26	MB	221,73	223,5	2,50	1,1%	84,8%				
6-11	S	138,36	S	76,73	107,5	43,58	40,5%	40,8%				
6-12	S	91,49	S	118,42	105,0	19,04	18,1%	39,8%				
6-13	S	133,86	S	156,35	145,1	15,90	11,0%	55,1%				
6-14	MB	221,21	MB	216,61	218,9	3,25	1,5%	83,1%				
6-15	MB	225,49	MB	219,05	222,3	4,55	2,0%	84,3%				
6-16	S	106,23	S	101,94	104,1	3,03	2,9%	39,5%				

Tabella 28: Carichi di rottura misurati per il materiale base (lega EN AW 6016)

Tabella 29: Carichi di rottura e posizioni della cricca per i provini saldati in lega EN AW 6016

Nel grafico di figura 83 sono rappresentate le informazioni riportate nelle tabelle. Per ciascun codice (ordinati per UTS medio decrescente) sono riportate le due barre relative a ciascuna delle due prove, colorate in blu nel caso di rottura nel materiale base, in arancione nel caso di rottura nella saldatura. La linea continua grigia indica la media delle due prove, mentre la linea tratteggiata gialla indica il COV. Le colonne di sinistra si riferiscono invece al materiale base. Sono stati riquadrati i codici corrispondenti al punto centrale, mentre in basso è riportata la suddivisione nei gruppi A, B e C.

Nelle prove di trazione della lega EN AW 6016 si sono registrati valori dei carichi di rottura dei provini saldati compresi fra il 39,5% e l'84,9% rispetto al carico di rottura del materiale base.



Figura 83: Carichi di rottura per la lega EN AW 6016

Anche per questa lega, è possibile suddividere i codici in tre gruppi (A, B e C) sulla base del carico di rottura e della geometria osservata nelle metallografie, che forniscono informazioni concordi tra loro, data la vicinanza sul cordone di saldatura dei corrispondenti provini.

Le sei saldature appartenenti al gruppo A hanno tutte presentato dei buoni carichi di rottura con valori molto vicini fra loro. Gli UTS medi dei codici 6-01 e 6-07 (rispettivamente il maggiore e il minore del gruppo A) differiscono fra loro per circa 5 MPa, cioè di circa il 2,2%: una differenza troppo piccola, considerando la variabilità delle misure per ciascuna coppia di prove, per poter definire in maniera univoca quale delle sei saldature presenti effettivamente le prestazioni migliori.

Alle misure di questo gruppo sono inoltre associati dei bassi COV, indicazione di una certa omogeneità del cordone nella sua lunghezza, per lo meno nel tratto dal quale sono stati ricavati i provini di trazione. In tutte le metallografie delle sezioni del gruppo A si è riscontrata una penetrazione completa e l'assenza di particolari difetti macroscopici. Infine, nella maggior parte dei provini, le rotture sono avvenute nel materiale base di spessore minore, indice di una buona resistenza della saldatura.

Di contro, in tutte le saldature del gruppo C si è rilevata, attraverso le macrografie, una penetrazione incompleta, motivo per il quale presentano tutte i peggiori carichi di rottura registrati, con COV alti e rotture avvenute esclusivamente nella saldatura.

Le saldature del gruppo B rappresentano invece una situazione intermedia, in quanto nonostante la penetrazione completa hanno riportato carichi di rottura più bassi, con alti COV e rotture prevalentemente nella saldatura. Per il codice 6-03 è stato registrato un UTS medio piuttosto alto con un basso COV, ma è stato comunque inserito nel gruppo B in quanto nella metallografia si è osservato un cedimento della saldatura, difetto non accettabile nei componenti finali.

Si nota infine come i provini di trazione 6-13 e 6-16, che si è visto essere anomali rispetto al resto dei provini ricavati dalle saldature del punto centrale, hanno effettivamente riportato dei bassi UTS.

#### 4.2.3 – Prove Erichsen

Le tabelle 30 e 31 riportano i risultati delle prove Erichsen effettuate per la lega EN AW 6016, per il materiale base e per i provini saldati. A ciascun codice sono associati i tre Indici Erichsen (IE) misurati nelle tre prove, con la loro media, deviazione standard e COV. La tabella 31 riporta inoltre la posizione osservata della cricca

(*MB* per il materiale base, *S* per il centro della saldatura, *I* per l'interfaccia fra la saldatura e il materiale base), il rapporto fra l'IE medio del giunto saldato e quello del materiale base di spessore minore, e la classificazione nei gruppi A, B e C indicata come di consueto dai colori verde, nero o rosso delle righe.

	MATERIALE BASE										
Codice	Spessore (mm)	IE 1 (mm)	IE 2 (mm)	IE 3 (mm)	Media (mm)	Dev. Standard (mm)	COV %				
6-B2	2	6,92	6,91	6,69	6,84	0,13	1,9%				
6-B1,2	1,2	6,78	6,38	6,50	6,55	0,21	3,2%				

Tabella 30: Indici Erichsen misurati per il materiale base (lega EN AW 6016)

	SALDATURE SPESSORI 2 – 1,2 mm										
	Pro	va 1	Pro	va 2	Pro	va 3		Gen	erale		
Codice	IE (mm)	Pos. cricca	IE (mm)	Pos. cricca	IE (mm)	Pos. cricca	Media (mm)	Dev. Standard (mm)	COV %	IE/IE MB (1,2)	
6-01	1,92	l I	2,30	1	2,29	1	2,17	0,22	10,0%	33,1%	
6-02	2,90	I	2,35	I	1,99	Ι	2,41	0,46	19,0%	36,8%	
6-03	1,20	S	2,86	I	2,75	I	2,27	0,93	40,9%	34,7%	
6-04	2,47		2,51	1	3,19	l l	2,72	0,41	14,9%	41,6%	
6-05	Λ	Ν.	1,90	I	2,50	I	2,20	0,42	19,3%	33,5%	
6-06	\	\	3,25	I	3,14	I	3,20	0,08	2,5%	48,8%	
6-07	2,47		3,06	l I	3,44	l I	2,99	0,49	16,5%	45,6%	
6-08	2,35	I	2,85	I	2,51	I	2,57	0,26	10,1%	39,2%	
<b>6-09</b>	2,89	l I	1,59	l I	$\sim$	$\sim \lambda$	2,24	0,93	41,3%	34,2%	
6-10	3,61		2,81	l I	3,03	l I	3,15	0,41	13,0%	48,1%	
6-11	Λ	Ν.	1,97	S	1,15	I	1,56	0,58	36,9%	23,8%	
6-12	λ	Ν.	λ	Λ	Λ	λ	λ	Υ	Λ	Υ.	
6-13	2,46		2,38	l l	2,47	I	2,43	0,05	2,0%	37,1%	
6-14	3,07	I	2,65	I	2,94	I	2,88	0,22	7,6%	44,0%	
6-15	2,11	I	3,08	I	2,47	I	2,55	0,49	19,1%	39,0%	
6-16	2,49	I	2,86	I.	2,38	I	2,58	0,25	9,8%	39,3%	

Tabella 31: Indici Erichsen e posizioni della cricca per i provini saldati in lega EN AW 6016

Durante l'esecuzione delle prove, in alcuni dei grafici carico-corsa restituiti dalla macchina di prova sono stati riscontrati degli andamenti atipici. Come esempio, si riportano in figura 84 le tre curve relative alle prove della saldatura 6-06. Le due curve verde e viola a sinistra presentano il tipico andamento che si riscontra nelle prove Erichsen, con un punto di massimo e un crollo del carico, corrispondente alla comparsa della cricca, che determina il valore dell'Indice Erichsen. In alcune delle prove, tuttavia, si è osservato un andamento come quello della curva rossa a destra, il cui il massimo non corrisponde all'innesco della cricca, ma alla completa apertura dei due lembi della saldatura: questo è stato constatato sui provini al termine della prova, ma è intuibile anche dall'elevato valore della corsa in corrispondenza del massimo, coincidente con l'indice Erichsen del materiale base di spessore minore (risultato piuttosto improbabile). Nelle prove in cui si è ottenuto questo andamento, non è stato possibile determinare il valore dell'Indice Erichsen, perciò la tabella riporta il segno \. Questo comportamento è stato osservato nelle saldature 6-05, 6-06, 6-09, 6-11 e 6-12, le quali, ad eccezione della 6-06, appartengono al gruppo C e presentano quindi penetrazione incompleta. Si



Figura 84: Curve carico-corsa delle tre prove Erichsen eseguite sulla saldatura 6-06

ritiene allora che in esse non sia stato possibile stato registrare l'innesco della cricca poiché la "cricca", era già presente all'inizio della prova, sotto forma di fessura fra i due lembi non perfettamente saldati. La saldatura 6-06, dunque, ha presentato delle disomogeneità lungo il cordone, per cui due dei provini hanno ottenuto degli ottimi IE, mentre il terzo ha presentato mancanza di penetrazione.

La figura 85 riporta una rappresentazione grafica dei dati nelle tabelle 30 e 31. I codici sono ordinati per Indice Erichsen medio decrescente, e per ciascuno di essi è indicato con le barre il risultato delle tre prove, con la linea continua grigia il valore medio e con la linea tratteggiata gialla il valore del COV. Come per la lega EN AW 5754, ciascuna barra è colorata di blu se nella prova la rottura è avvenuta nel materiale base, in arancione se è avvenuta nel centro della saldatura, in viola se è avvenuta all'interfaccia fra la saldatura e il materiale di base. Sulla sinistra sono riportati gli IE relativi al materiale base dei due diversi spessori. I codici relativi al punto centrale del piano sperimentale sono riquadrati e la classificazione nei gruppi A, B e C è indicata dalla barra colorata posta al di sotto dei codici.



Figura 85: Indici Erichsen per la lega EN AW 6016

Si noti come alcune delle saldature presentino solo due barre e come non compaia il codice 6-12, il quale ha riportato un andamento atipico in tutte e tre le prove.

Nessuna delle fratture è avvenuta nel materiale base e solo due si sono verificate nel centro del cordone, mentre tutte le altre sono avvenute all'interfaccia fra la saldatura e il materiale base.

I valori degli Indici Erichsen medi registrati vanno dal 23,8% al 48,8% rispetto all'IE del materiale base di spessore minore.

Se si esclude la saldatura 6-06, tutti i migliori IE sono associati a codici del gruppo A. Le saldature centrali 6-13 e 6-16, incluse nel gruppo C a causa della loro scarsa resistenza a trazione e della mancanza di penetrazione mostrata nelle metallografie, hanno riportato invece dei buoni valori dell'IE, vicini a quelli delle saldature 6-14 e 6-15. Come visto, infatti, le porzioni di cordone dei pezzi 6-13 e 6-16 da cui sono stati ricavati i provini Erichsen non hanno presentato anomalie. Il codice 6-01, nonostante rientri nel gruppo A, ha presentato una scarsa formabilità.

Così come osservato nelle prove di trazione, il COV tende ad aumentare al diminuire dell'IE medio, poiché le saldature di scarsa qualità tendono a essere anche più disomogenee nella lunghezza e le misure ad essere più disperse.



Figura 86: Schematizzazione del profilo della lamiera sottile in ciascuno dei pezzi saldati per la lega EN AW 6016

I COV risultano più alti rispetto a quelli ottenuti nelle prove di trazione, a causa della maggiore distanza sul cordone dei punti di misura e delle maggiori fonti di variabilità associate alla prova Erichsen descritte nel paragrafo 4.1.3. Tuttavia, essi risultano più bassi rispetto a quelli ottenuti nelle prove Erichsen della lega 5754. Questo è dovuto al fatto che nella lega 6016 la maggior parte delle lamiere non ha presentato disallineamento, perciò solo due dei provini sono stati indentati sul lato della seconda passata (il 6-03-1 e il 6-11-2, indicati in corsivo nella tabella 31). In figura 86 si riporta la rappresentazione schematica dei profili della lamiera sottile nei pezzi saldati per la lega 6016, costruiti con la metodologia descritta nel paragrafo 4.1.4. Si osserva come solo in 5 dei 16 pezzi saldati si sia verificato un disallineamento positivo importante delle lamiere, mentre gli altri abbiano presentato delle buone caratteristiche, risultato che è emerso anche nelle analisi metallografiche.

Si suppone che la causa del differente comportamento esibito dalle due leghe possa risiedere nel loro diverso coefficiente di conducibilità termica (tabella 32), minore per la lega 5754. Una conducibilità termica minore, infatti, fa sì che il calore diffonda meno rapidamente verso il resto del pezzo, che si raggiungano temperature maggiori nei pressi del cordone di saldatura e di conseguenza che si abbiano maggiori deformazioni termiche.

Lega	EN AW 5754	EN AW 6016
Coefficiente di conducibilità termica (W/mK)	130	190

Tabella 32: Coefficienti di conducibilità termica delle leghe [22][23]

#### 4.2.4 – Punti potenziali

Il grafico di figura 87 riporta un riepilogo delle caratteristiche meccaniche ottenute per tutti i punti sperimentali della lega EN AW 6016.

Come usuale, i punti sono colorati in base al gruppo A, B o C nel quale rientrano e sono riquadrati i codici corrispondenti al punto centrale. Si riporta inoltre un punto aggiuntivo 6-14-15 in blu, che riporta la media delle caratteristiche dei punti 6-14 e 6-15. Non si includono nella media del punto centrale i codici 6-13 e 6-16, a causa delle disuniformità presentate nel cordone.

La miglior combinazione di parametri fra quelle esplorate nella campagna sperimentale è da ricercarsi fra i punti contenuti nel riquadro arancione, di cui si riassumono i dettagli nella tabella 33.



Figura 87: Riepilogo delle prestazioni per la lega EN AW 6016

Р	aram	etri		Carico di Rottura (MPa) Indice Erichsen (mm) Caratteristic						a) Indice Erichsen (mi		eristiche	
Codice	Ρ	v	F	Media	Dev. Std.	COV %	UTS/UTS MB	Media	Dev. Std.	COV %	IE/IE MB 1,2	Vantaggio	Svantaggio
6-04	1	1	0	222	2,96	1,3%	84,1%	2,72	0,41	14,9%	41,6%	MIN tempo	MAX costo, MIN IE
6-07	1	0	-1	219	4,04	1,8%	83,0%	2,99	0,49	16,5%	45,6%	Buon IE	MAX costo
6-10	0	-1	1	223	2,50	1,1%	84,8%	3,15	0,41	13,0%	48,1%	MAX IE, MIN variabilità, MIN costo	MAX tempo
6-14- 15	0	0	0	221	3,77	1,7%	83,7%	2,72	0,38	14,1%	41,5%	MIN costo	MIN IE

Tabella 33: Panoramica delle caratteristiche dei migliori punti sperimentali per la lega EN AW 6016

Anche in questo caso, tutte le combinazioni riportate in tabella rappresentano dei potenziali punti di lavoro, in quanto tutte hanno permesso di ottenere delle saldature senza difetti macroscopici e con delle caratteristiche meccaniche superiori al resto dei set di parametri esplorati. Ciascuna di esse permette dunque di ottenere saldature di buona qualità, ma l'utilizzo di una piuttosto che un'altra dipende dall'aspetto del processo che si intende massimizzare: le caratteristiche meccaniche, il tempo di lavoro o il costo.

In termini di prestazioni meccaniche, non si ritiene opportuno considerare il carico di rottura come criterio di valutazione, in quanto tutti i set hanno riportato valori medi piuttosto simili fra loro.

Facendo riferimento invece alla formabilità, il punto di lavoro che consente di ottenere i migliori risultati è il 6-10 che ha inoltre presentato i più bassi COV sia per le prove di trazione, che per le prove Erichsen. Rispetto alla media delle proprietà meccaniche dei punti 6-14 e 6-15 (attuale punto di processo), esso consente di ottenere un incremento dell'IE di circa il 16%, seppur utilizzando una velocità di passata minore, che quindi porta a tempi di lavoro maggiori.

Se l'obiettivo dovesse essere invece proprio la minimizzazione dei tempi di lavoro, è opportuno adottare la combinazione 6-04, che permette di ottenere le stesse proprietà meccaniche del punto di lavoro attuale con una velocità di lavoro maggiore, utilizzando però anche una potenza maggiore e avendo dunque un maggior costo.

Il punto 6-07 non massimizza invece nessuna delle caratteristiche di processo, ma risulta comunque essere un buon compromesso: esso permette di ottenere un incremento di circa il 10% dell'IE rispetto al punto centrale (minore del punto 6-10, ma comunque buono), al costo di un aumento della potenza impiegata.

Si conclude, dunque, che il punto di lavoro attuale individuato dall'azienda è un buon punto di lavoro, in quanto ha permesso di ottenere saldature con proprietà meccaniche fra le migliori ottenute nella campagna sperimentale. Tuttavia, esso presenta dei margini di miglioramento in termini di formabilità della giunzione saldata ottenuta, al costo però dell'impiego di una maggiore potenza (6-07), o di una minore velocità di passata (6-10). Si è ottenuto inoltre che le stesse caratteristiche meccaniche sono invece ottenibili con un tempo di lavoro minore, adottando però una potenza maggiore.

La scelta del punto di processo da adottare come definitivo, dunque, si affida al responsabile aziendale, sulla base delle informazioni qui riassunte.

Un ulteriore passo per il perfezionamento del processo, che consentirebbe di conoscerne in maniera più dettagliata limiti e potenzialità e di avere più elementi di valutazione nella scelta del punto di lavoro, potrebbe essere la costruzione di curve limite di formabilità per i giunti saldati utilizzando una o più combinazioni riportate in tabella.

## 4.2.5 – Modello di regressione per la risposta IE

Una volta analizzato quanto ottenuto per ciascuno dei punti osservati, si provano a estendere le considerazioni all'intera regione di sperimentazione attraverso la costruzione dei modelli di regressione. Si riporta in questo paragrafo la procedura di selezione di un modello finale per la risposta IE e le sue caratteristiche.

Il metodo di selezione utilizzato, come negli altri casi, è il *Best Subset Regression*. La tabella 34 riporta i migliori set di regressori restituiti in output da *Minitab* utilizzando la matrice degli esperimenti completa.

	N° regressori	R <sup>2</sup>	$R^2_{adj}$	$R^{2}_{pred}$	Mallow's Cp	Ρ	V	F	PV	PF	VF	<b>P</b> <sup>2</sup>	V <sup>2</sup>	F <sup>2</sup>
	1	35,1	30,1	6,2	-0,5									Х
	1	34,0	28,9	3,2	-0,4			Х						
	2	39,6	29,5	0,0	0,7						Х		Х	
	2	36,8	26,2	0,0	1,2							Х		Х
M6	3	55,4	43,3	0,0	0,2			Х		Х		Х		
	3	55,4	43,2	0,0	0,2	Х		Х		Х				
	4	57,8	40,9	0,0	1,8			Х	Х	Х			Х	
	4	57,0	39,8	0,0	1,9	Х		Х		Х				Х
M5	5	67,0	48,7	0,0	2,3		Х	Х		Х		Х	Х	
	5	66,5	47 <i>,</i> 9	0,0	2,4	Х	Х	Х		Х			Х	
	6	67,7	43 <i>,</i> 5	0,0	4,2		Х	Х		Х		Х	Х	Х
	6	67,4	43,0	0,0	4,2		Х	Х		Х	Х	Х	Х	
	7	68,7	37,4	0,0	6,0			Х	Х	Х	Х	Х	Х	Х
	7	68,7	37,3	0,0	6,0	Х		Х	Х	Х	Х		Х	Х
	8	68,9	27,5	0,0	8,0		Х	Х	Х	Х	Х	Х	Х	Х
	8	68,8	27,3	0,0	8,0	Х	Х	Х	Х	Х	Х		Х	Х
	9	69,0	13,1	0,0	10,0	Х	Х	Х	Х	Х	Х	Х	Х	Х

Tabella 34: Best Subsets per il modello di regressione con risposta IE includendo tutte le prove

Si osserva come nessuno per nessuno dei modelli (eccetto quelli ottenuti con un solo regressore) si abbia un coefficiente  $R^2_{pred}$  diverso da 0, informazione che indica come nessuno dei possibili modelli ottenibili a partire dal set completo di dati sperimentali sia in grado di fornire previsioni della risposta affidabili. I valori di  $R^2$  ed  $R^2_{adj}$  sono inoltre tutti piuttosto bassi e diversi tra loro: sembrerebbe una situazione simile a quella verificatasi nella ricerca di un modello di regressione per la risposta UTS nella lega 5754.

Tuttavia, si è comunque provato a costruire il modello M5, che riporta il maggior  $R^2_{adj}$ , utilizzando l'algoritmo di *Backward Elimination* (con  $\alpha_{stay} = 0,1$ ), che attraverso l'eliminazione di due regressori non significativi ha portato al modello M6 a tre regressori. Tale modello è sicuramente inadeguato, anche perché nessuno dei tre regressori inclusi prende in considerazione l'effetto della velocità di passata, tuttavia, dalla sua analisi dei residui, il software ha identificato come *outlier* la prova 6-11. Tale codice del gruppo C è quello che ha presentato il peggior Indice Erichsen e uno dei peggiori COV, perciò non si è ritenuto di perdere delle informazioni importanti sulla regione di ottimo da una sua eliminazione dalla matrice degli esperimenti. L'eliminazione di una prova comporta, infatti, nel punto dell'x-spazio eliminato, l'allontanamento della risposta accostata dal modello da quella osservata, in favore però di un avvicinamento in tutti gli altri punti. Tale operazione è risultata essere molto utile, infatti i *Best Subset* ottenuti utilizzando la matrice degli esperimenti depurata della prova 6-11 (tabella 35) risultano avere caratteristiche decisamente migliori. In particolare, il modello M7 evidenziato in tabella 35 presenta dei coefficienti  $R^2$  piuttosto elevati (e i maggiori

R<sup>2</sup><sub>adj</sub> ed R<sup>2</sup><sub>pred</sub>). Costruendo tale modello con l'applicazione dell'algoritmo di Backward Elimination, inoltre,

nessuno dei regressori viene eliminato. Ci si potrebbe già ritenere soddisfatti, ma nel modello M7, la prova 6-14 (IE maggiore del punto centrale) risulta avere un grande residuo e viene identificata dal software come *outlier*: si è perciò ritenuto opportuno escludere anch'essa dalla matrice degli esperimenti.

	N° regressori	R <sup>2</sup>	$\mathbf{R}^2_{adj}$	R <sup>2</sup> pred	Mallow's Cp	Ρ	V	F	PV	PF	VF	<b>P</b> <sup>2</sup>	V <sup>2</sup>	F <sup>2</sup>
	1	26,6	20,5	0,0	28,8									Х
	1	23,7	17,4	0,0	30,3			Х						
	2	34,4	22,5	0,0	26,6			Х						Х
	2	31,6	19,2	0,0	28,1				Х					Х
	3	58 <i>,</i> 8	46,4	0,0	15,8	Х		Х		Х				
	3	56,8	43,9	0,8	16,8			Х		Х		Х		
	4	69,5	55 <i>,</i> 9	17,7	12,1	Х		Х		Х				Х
	4	66,8	52,0	16,0	13,5			Х		Х		Х		Х
	5	76,5	61,8	12,0	10,4	Х		Х	Х	Х				Х
	5	76,3	61,5	11,2	10,5	Х	Х	Х		Х				Х
	6	84,9	72,0	53 <i>,</i> 9	8,0	Х		Х	Х	Х	Х			Х
	6	84,5	71,2	49,6	8,2	Х	Х	Х		Х	Х			Х
M7	7	91,8	82,2	71,0	6,3	Х		Х	Х	Х	Х	Х		Х
	7	91,4	81,4	70,1	6,5	Х	Х	Х		Х	Х	Х		Х
	8	92,1	79,5	63,3	8,2	Х	Х	Х	Х	Х	Х	Х		Х
	8	91,9	78,8	0,0	8,3	Х		Х	Х	Х	Х	Х	Х	Х
	9	92,4	75,4	55,6	10,0	Х	Х	Х	Х	Х	Х	Х	Х	Х

Tabella 35: Best Subsets per il modello di regressione con risposta IE escludendo la prova 6-11

La tabella 36 riporta i *Best Subset* ottenuti in seguito all'eliminazione delle prove 6-11 e 6-14. Si osserva come il modello indicato come M-IE-6, assunto poi come modello finale, presenti gli stessi regressori del modello M7 ma un valore maggiore di tutti e tre i coefficienti  $R^2$ . Esso è inoltre uno dei migliori modelli ottenibili dopo l'eliminazione delle prove 6-11 e 6-14.

	N° regressori	R <sup>2</sup>	$\mathbf{R}^{2}_{adj}$	$R^{2}_{pred}$	Mallow's Cp	Ρ	v	F	PV	PF	VF	P <sup>2</sup>	<b>V</b> <sup>2</sup>	F <sup>2</sup>
	1	28,8	22,3	0,0	150,7									Х
	1	25,2	18,4	0,0	158,9			Х						
	2	41,8	30,1	0,0	123,6			Х						Х
	2	33,5	20,1	0,0	142,3				Х					Х
	3	67,7	56 <i>,</i> 9	17,4	67,6	Х				Х				Х
	3	66,9	55 <i>,</i> 8	15,5	69,3					Х		Х		Х
	4	78,9	68,4	27,6	44,3	Х		Х		Х				Х
	4	77,5	66,2	28,4	47,6			Х		Х		Х		Х
	5	86,4	76,7	25,3	29,5	Х		Х	Х	Х				Х
	5	86,2	76,3	24,6	30,0	Х	Х	Х		Х				Х
	6	95,3	90,6	70,9	11,5	Х		Х	Х	Х	Х			Х
	6	94,8	89,7	65,3	12,6	Х	Х	Х		Х	Х			Х
M-IE-6	7	98,4	96,1	84,5	6,7	X		Х	Χ	Х	Χ	Х		Χ
	7	97,9	95,0	85,2	7,6	Х	Х	Х		Х	Х	Х		Х
	8	98,7	96,0	79 <i>,</i> 0	8,0	Х	Х	Х	Х	Х	Х	Х		Х
	8	98,4	95,3	0,0	8,5	Х		Х	Х	Х	Х	Х	Х	Х

9	98,7	94,6	0,0	10,0	Х	Х	Х	Х	Х	Х	Х	Х	Х
_ / //													

Tabella 36: Best Subsets per il modello di regressione con risposta IE escludendo le prove 6-11 e 6-14

In definitiva, l'equazione di regressione ottenuta per la risposta IE della lega EN AW 6016 è la seguente:  $IE = -49.4 + 0.0528 P + 8.46 F + 0.001650 PV - 0.007109 PF - 1.148 VF - 0.000013 P^2 + 1.380 F^2$ 

Si riportano nelle tabelle 37, 38 e 39 tutte le statistiche riepilogative e in figura 88 i grafici dei residui del modello M-IE-6.

R <sup>2</sup>	R <sup>2</sup> <sub>adj</sub>	R <sup>2</sup> pred
98,36%	96,07%	84,46%

Tabella 37: Coefficienti R<sup>2</sup> del modello M-IE-6

Term	Coef	SE Coef	T-Value	P-Value
Constant	-49,4	10,9	-4,53	0,006
Р	0,0528	0,0136	3,90	0,011
F	8,46	1,35	6,25	0,002
PV	0,001650	0,000278	5,93	0,002
PF	-0,007109	0,000695	-10,23	0,000
VF	-1,148	0,221	-5,19	0,003
P <sup>2</sup>	-0,000013	0,000004	-3,05	0,028
F <sup>2</sup>	1,380	0,163	8,48	0,000

Tabella 38: Tabella dei coefficienti del modello M-IE-6

Source	DF	Adj SS	Adj MS	F-Value	P-Value
Regression	7	1,45008	0,207154	42,85	0,000
Р	1	0,07334	0,073339	15,17	0,011
F	1	0,18881	0,188806	39,06	0,002
PV	1	0,16996	0,169959	35,16	0,002
PF	1	0,50542	0542 0,505417 104,55		0,000
VF	1	0,13033	0,130326	26,96	0,003
P <sup>2</sup>	1	0,04499	0,044988	9,31	0,028
F <sup>2</sup>	1	0,34776	0,347760	71,94	0,000
Error	5	0,02417	0,004834		
Lack-of-Fit	3	0,01210	0,004033	0,67	0,646
Pure Error	2	0,01207	0,006035		
Total	12	1,47425			

Tabella 39: Analisi della varianza (ANOVA) del modello M-IE-6

Dai valori dei coefficienti  $R^2$ , si deduce che il modello ottenuto consente di spiegare il 98,36% della variabilità dei dati sperimentali. Il coefficiente  $R^2_{adj}$  ha un valore molto vicino a quello di  $R^2$ , perciò è improbabile che siano stati inclusi dei regressori non necessari. Inoltre, il modello consente di spiegare l'84,46% della variabilità della risposta quando si prevedano nuove osservazioni. Tali valori sono molto soddisfacenti, e il modello M-IE-6 risulta essere infatti il più accurato fra quelli ottenuti nel presente lavoro.

Il test d'ipotesi per la significatività della regressione presenta un *P-value* < 0,05, perciò la regressione risulta essere significativa. Anche tutti i regressori risultano essere statisticamente significativi in quanto presentano

dei *P-value* < 0,05. Inoltre, il modello non presenta mancanza di adattamento in quanto il *P-value* associato al corrispondente test risulta essere > 0,05. I grafici dei residui, infine, non presentano andamenti anomali: i residui si dispongono lungo una retta nel grafico di probabilità normale e in configurazione random nel grafico in funzione dei valori accostati.



Figura 88: Grafici dei residui del modello M-IE-6

In figura 89 si riportano le superfici di risposta e le curve di livello per la risposta IE, mentre nel grafico in figura 90 si confrontano i valori della risposta accostata dal modello con i valori osservati sperimentalmente. Nella figura 90 sono indicati in rosso i valori misurati esclusi dal modello, che di conseguenza sono quelli che presentano i maggiori residui (anche se questi non vengono conteggiati nella  $SS_{E}$ , in quanto non appartengono alla matrice degli esperimenti). Il modello, dunque, non approssima bene il valore della risposta nel punto 6-11, ma l'avere "svincolato" tale punto attraverso l'eliminazione della relativa prova ha consentito al modello di adattarsi molto meglio al resto dei dati sperimentali.



Figura 89: Superfici di risposta e curve di livello per la risposta IE (lega EN AW 6016)

Le coordinate del punto di massimo predetto dal modello sono riportate in tabella 40: in tale punto viene previsto un Indice Erichsen di 3,56 mm. Tale combinazione di parametri sembra ragionevole: essa presenta le stesse potenza e distanza focale del punto 6-07, ma con una velocità di leggermente maggiore. Osservando



Figura 90: Modello M-IE-6 - Valori osservati vs valori accostati

la metallografia di tale codice (figura 78) e le dimensioni del cordone di saldatura ottenute con la prima passata, un aumento della velocità (e dunque una riduzione delle dimensioni del cordone) potrebbe effettivamente produrre una saldatura di buona qualità.

In ogni caso, come visto per la lega precedente, per poter validare il modello di regressione è necessario condurre un esperimento di conferma nel punto di massimo, che non è stato possibile eseguire all'interno del presente lavoro. Si raccomanda quindi, come prossimo passo del percorso di messa a punto del processo, l'esecuzione di tale esperimento di verifica per confermare quanto effettivamente previsto dal modello.

Potenza	Velocità di passata	Posizione Focale					
1	1	-1					

Tabella 40: Coordinate del punto di massimo per l'IE predette dal modello M-IE-6

## 4.2.6 – Modello di regressione per la risposta UTS

In maniera analoga a quanto appena visto, si riporta quanto ottenuto per il modello di regressione relativo alla risposta UTS della lega EN AW 6016.

Come già osservato, i risultati delle prove di trazione 6-13 e 6-16 sono effetto di un fenomeno accidentale, per cui si è escluso a priori il loro valore dalla matrice degli esperimenti.

L'elenco dei *Best Subset* fornito da Minitab dopo l'esclusione di tali prove è riportato in tabella 41.

	N° regressori	R <sup>2</sup>	$R^2_{adj}$	R <sup>2</sup> <sub>pred</sub>	Mallow's Cp	Ρ	V	F	PV	PF	VF	P <sup>2</sup>	V <sup>2</sup>	F <sup>2</sup>
	1	10,9	3,5	0,0	18,9								Х	
	1	10,2	2,7	0,0	19,1		Х							
	2	46,5	36,8	5,6	9,3			Х						Х
	2	20,8	6,4	0,0	17,7					Х	Х			
	3	60,2	48,2	15,2	6,9			Х			Х			Х
	3	58,0	45,4	10,4	7,6			Х					Х	Х
M8	4	72,0	59,6	27,8	5,1			Х	Х		Х			Х
	4	67,0	52,4	9,3	6,7			Х	Х				Х	Х
	5	74,4	58 <i>,</i> 4	2,0	6,3			Х	Х	Х	Х			Х
	5	73,4	56 <i>,</i> 8	0,0	6,6		Х	Х			Х		Х	Х

6	83,7	69 <i>,</i> 8	0,0	5,3			Х	Х	Х	Х		Х	Х
6	79,4	61,8	0,0	6,7			Х	Х	Х	Х	Х		Х
7	85,1	67,8	0,0	6,8		Х	Х		Х	Х	Х	Х	Х
7	84,9	67,2	0,0	6,9			Х	Х	Х	Х	Х	Х	Х
8	87,1	66,5	0,0	8,2	Х		Х	Х	Х	Х	Х	Х	Х
8	86,6	65,2	0,0	8,3	Х	Х	Х		Х	Х	Х	Х	Х
9	87,7	59,9	0,0	10,0	Х	Х	Х	Х	Х	Х	Х	Х	Х

Tabella 41: Best Subsets per il modello di regressione con risposta UTS escludendo le prove 6-13 e 6-16

Anche in questo caso, i modelli ottenibili dal set di dati non presentano delle buone caratteristiche, in quanto la maggior parte di loro riporta un  $R^{2}_{pred}$  uguale a 0, segnalando un'inadeguatezza del modello per la previsione di nuove osservazioni della risposta.

Provando a costruire il modello M8 (selezionato in quanto presenta il maggior valore di  $R^{2}_{pred}$ ) con l'applicazione dell'algoritmo di *Backward Elimination* (con  $\alpha_{stay} = 0,1$ ), nessuno dei regressori è stato escluso, e dall'analisi dei residui è stata segnalata come *outlier* dal software la prova 6-07. Contrariamente a quanto avvenuto nella ricerca di un modello per la risposta IE, tuttavia, in questo caso l'eliminazione della prova non ha prodotto dei miglioramenti.

Si è dunque provato a costruire altri dei modelli della tabella 41 alla ricerca di indicazioni su altri potenziali *outliers*, ma in definitiva non è stato trovato alcun modello che presentasse coefficienti  $R^2$  migliori del modello M8.

Quest'ultimo, dunque, si è attestato come modello finale per la risposta UTS della lega EN AW 6016, ed è stato quindi ri-denominato M-UTS-6. Non presenta caratteristiche eccezionali, ma viene comunque riportato. L'equazione di regressione risulta essere:

 $UTS = -1054 + 1152 F + 0,0836 PV - 86,7 VF - 238,8 F^{2}$ 

Le tabelle 42, 43, e 44 ne riportano le statistiche riassuntive, la figura 91 i grafici dei residui.

auj	•• preu
59,56%	27,82%
	59,56%

Tabella 42: Coefficienti R<sup>2</sup> del modello M-UTS-6

Term	Coef	SE Coef	T-Value	P-Value
Constant	-1054	287	-3,67	0,005
F	1152	268	4,30	0,002
PV	0,0836	0,0429	1,95	0,083
VF	-86,7	34,9	-2,49	0,035
F <sup>2</sup>	-238,8	64,5	-3,70	0,005

Tabella 43: Tabella dei coefficienti del modello M-UTS-6

Source	DF	Adj SS	Adj MS	F-Value	P-Value
Regression	4	20654,1	5163,5	5,79	0,014
F	1	16467,2	16467,2	18,46	0,002
PV	1	3393,9	3393,9	3,80	0,083
VF	1	5520,3	5520,3	6,19	0,035
F <sup>2</sup>	1	12218,3	12218,3	13,69	0,005
Error	9	8029,9	892,2		

Lack-of-Fit	8	8024,3	1003,0	177,69	0,058
Pure Error	1	5,6	5,6		
Total	13				

Tabella 44: Analisi della varianza (ANOVA) del modello M-UTS-6



Figura 91: Grafici dei residui del modello M-UTS-6

I coefficienti *R*<sup>2</sup> del modello non risultano elevatissimi: l'equazione di regressione è in grado di "spiegare" solo il 72% della variabilità della risposta osservata e solo 27,8% della variabilità della risposta quando si prevedano nuove osservazioni. Questo aspetto si riscontra anche nelle superfici di risposta (figura 92), che passano piuttosto lontano dai punti sperimentali in rosso, e nel grafico di confronto fra i valori della risposta accostati e quelli osservati (figura 93), dove le differenze risultano maggiori rispetto a quelle osservate in modelli con *R*<sup>2</sup> maggiori, come l'M-IE-6.

Dalla tabella dell'analisi della varianza (tabella 44), il test d'ipotesi per la significatività della regressione presenta un *P-value* = 0,014 < 0,5, perciò la regressione risulta significativa. Tutti i regressori presentano un *P-value* < 0,05 e perciò sono anch'essi significativi. Solo il regressore *PV* presenta *un P-value* di 0,083, perciò risulta avere un contributo minore degli altri nella spiegazione della risposta, ma può essere comunque



Figura 92: Superfici di risposta e curve di livello per la risposta UTS (lega EN AW 6016)



Figura 93: Modello M-UTS-6 - Valori osservati vs valori accostati

mantenuto nel modello senza creare particolari problemi. Esso non è stato escluso dall'algoritmo poiché si è utilizzato  $\alpha_{stay} = 0,1$ . Il test d'ipotesi per la mancanza di adattamento riporta un *P-value* di 0,058. Poiché si adotta convenzionalmente come valore di soglia 0,05, si conclude che non ci sono prove per rifiutare l'ipotesi che non vi sia mancanza di adattamento. Tuttavia, il valore è molto vicino a quello di soglia, perciò l'ipotesi potrebbe essere rifiutata se si utilizzasse un  $\alpha$  maggiore, ad esempio 6% invece di 5%. I grafici dei residui, infine, non segnalano particolari anomalie.

In definitiva, il modello finale presentato, benché risulti valido dal punto di vista dei test d'ipotesi, non descrive i dati sperimentali in maniera accurata, né può essere utilizzato in maniera affidabile per fare delle previsioni, nonostante risulti comunque migliore del modello M-UTS-5.

Esso prevede un punto di massimo per l'UTS di 253 MPa in corrispondenza delle coordinate riportate in tabella 45. Tale punto presenta la potenza e la velocità di passata del punto 6-03, che abbiamo già visto presentare un cedimento della saldatura a causa dell'eccessivo calore fornito, ma con una posizione focale ancora maggiore, accorgimento che renderebbe il cedimento ancora peggiore, sulla base di quanto osservato nelle metallografie in merito all'effetto della posizione focale. Questa indicazione toglie ogni dubbio sull'utilità del modello presentato, che risulta dunque da abbandonarsi ed è stato presentato solo a scopo illustrativo.

Potenza	Velocità di passata	Posizione Focale
1	-1	0,28

Tabella 45: Coordinate del punto di massimo per l'IE predette dal modello M-UTS-6

## 4.3 – Confronto fra le leghe

Nel grafico di figura 94 sono messe a confronto le caratteristiche meccaniche dei giunti saldati ottenute per le due diverse leghe. Sono riportati in blu i punti sperimentali relativi alla lega EN AW 5754 e in arancione i punti sperimentali relativi alla lega EN AW 6016. In ascissa è rappresentato l'Indice Erichsen, e in ordinata il carico di rottura. Si osserva dal grafico come i giunti della lega 5754 presentino mediamente caratteristiche meccaniche superiori rispetto a quelli della lega 6016, sia in termini di resistenza a trazione che in termini di formabilità. Questa differenza, tuttavia, è dovuta alle diverse proprietà meccaniche dei materiali base: la lega 5754, infatti, risulta avere infatti maggiori UTS e IE rispetto alla lega 6016, come riportato in tabella 46.



Figura 94: Riepilogo delle prestazioni dei punti sperimentali di entrambe le leghe – Valori assoluti

Lega	UTS (MPa)	IE 2 (mm)	IE 1,2 (mm)
EN AW 5754	306,32	7,48	6,53
EN AW 6016	263,57	6,84	6,55



Tabella 46: Proprietà meccaniche dei materiali base

Figura 95: Riepilogo delle prestazioni dei punti sperimentali di entrambe le leghe – Valori relativi al materiale base

Nel grafico di figura 95, dunque, si riportano per entrambe le leghe le caratteristiche meccaniche dei giunti rapportate a quelle dei corrispettivi materiali base. Per la formabilità, si è adottato l'IE ottenuto per il materiale base di spessore minore.

Si osserva come i giunti saldati della lega 6016 abbiano presentato una maggiore perdita di prestazioni rispetto al materiale base.

Questo dipende dal diverso metodo di rafforzamento con cui sono prodotte le due leghe. La lega 6016, infatti, è una lega da trattamento termico, perciò la fusione con raffreddamento incontrollato provoca la cancellazione delle microstrutture sapientemente ottenute con i cicli termici precedenti e una conseguente perdita marcata di proprietà meccaniche. La lega 5754, invece, è una lega da incrudimento, in cui il rafforzamento non è dato da particolari trattamenti termici, perciò la sua microstruttura viene penalizzata in maniera minore dalla saldatura (si assiste al massimo a un rinvenimento).

Un'altra differenza emersa dalla campagna sperimentale e che risulta rilevante ai fini del processo di saldatura riguarda la conducibilità termica delle due leghe, maggiore per la lega 6016. L'implicazione pratica di questa differenza risiede nel diverso livello di deformazione termica rilevato durante le saldature. La lega 5754, infatti, ha presentato delle maggiori deformazioni termiche proprio in virtù della sua minore conducibilità. Come visto, infatti, se a parità di calore fornito, questo impiega più tempo a diffondere dalla zona di saldatura al resto del pezzo, si raggiungono in tale zona maggiori temperature, con conseguenti maggiori deformazioni.

Per lo stesso motivo, a parità di parametri di saldatura, nella lega 5754 si osserva nelle metallografie una zona fusa e risolidificata di dimensioni maggiori, come si può osservare nelle figure 96 e 97, che confrontano i codici 5-07 e 6-07, e i codici 5-08 e 6-08.



Figura 96: Confronto fra le sezioni delle saldature 5-07 (a sinistra) e 6-07 (a destra)



Figura 97: Confronto fra le sezioni delle saldature 5-08 (a sinistra) e 6-08 (a destra)

# Conclusioni

Nel presente lavoro sperimentale sono stati caratterizzati meccanicamente dei giunti saldati laser testa-testa fra due lamiere di alluminio di spessori differenti (2 mm e 1,2 mm) delle leghe EN AW 5754 ed EN AW 6016. In particolare, per ciascuna delle due leghe è stato studiato l'effetto di tre parametri di saldatura (potenza, velocità di passata, posizione focale) sulla resistenza meccanica e sulla formabilità delle giunzioni, misurate attraverso l'esecuzione di prove di trazione uniassiale e prove Erichsen. Sono inoltre state realizzate delle metallografie delle sezioni trasversali di ciascun giunto saldato.

Applicando le tecniche di ottimizzazione della Metodologia della Superficie di Risposta, i parametri di saldatura sono stati esplorati per mezzo di un *Box-Behnken Design* a tre fattori centrato sul punto di lavoro attuale individuato dall'azienda, uguale per entrambe le leghe, con l'obiettivo di confermare l'efficacia di tale combinazione di parametri, oppure di individuare nuove combinazioni in grado di migliorare il processo, anche attraverso l'accostamento ai dati sperimentali di modelli di regressione lineare multipla per le due risposte osservate.

Per entrambe le leghe, il punto di lavoro attuale ha presentato buone caratteristiche meccaniche, pari o superiori a quelle della maggior parte degli altri punti sperimentali esplorati. Tuttavia, sono state individuate, fra tali punti, combinazioni di parametri alternative (4 per la lega 5754, 3 per la lega 6016) che possono apportare un miglioramento al processo, sia in termini di proprietà meccaniche ottenibili, sia in termini di riduzione dei tempi o dei costi.

Sono stati inoltre costruiti dei modelli di regressione lineare multipla per la risposta Indice Erichsen (uno per ogni lega), ciascuno dei quali ha permesso di identificare un'ulteriore combinazione di parametri non inclusa nei punti esplorati che potrebbe massimizzare la formabilità dei giunti saldati all'interno della regione di sperimentazione. L'efficacia di tali combinazioni, tuttavia, non è stata verificata con un esperimento opportuno. Si raccomanda, perciò, prima di considerare l'ipotesi di adottare come punto di lavoro il set di parametri suggerito da uno dei due modelli, la validazione completa dello stesso attraverso l'esecuzione dell'esperimento di conferma.

Non è stato possibile ottenere alcun modello di regressione valido per la risposta UTS. Nessuno dei modelli ottenuti dall'accostamento ai dati sperimentali è risultato infatti adeguato e sufficientemente accurato per la previsione di nuove osservazioni della risposta. Questo potrebbe essere dovuto alla scelta degli intervalli di variazione dei parametri, forse troppo ampi affinché al loro interno la relazione fra i parametri di saldatura e il carico di rottura possa essere descritta con un modello lineare.

Nelle saldature della lega EN AW 5754 sono stati riscontrati dei problemi di disallineamento positivo delle lamiere per effetto delle deformazioni termiche, dovuti probabilmente a un'insufficiente rigidezza del sistema di fissaggio dei pezzi adottato nell'esecuzione delle saldature. Tale difetto ha amplificato la dispersione delle misure degli Indici Erichsen, diminuendo quindi l'affidabilità dei dati raccolti. Le saldature della lega EN AW 6016 sono state invece interessate in misura minore da questo problema, a causa della maggiore conducibilità termica della lega.

In alcune saldature, infine, sono state riscontrate delle disomogeneità nelle caratteristiche del cordone in alcuni tratti, principalmente alle estremità dei pezzi saldati, che hanno contribuito ad aumentare la variabilità delle misurazioni. Si suppone che tali disuniformità siano dovute a malfunzionamenti del sistema di saldatura.

In definitiva, dunque, si è studiato il processo di saldatura laser finalizzato alla produzione di *Tailor Welded Blanks* in alluminio in termini di proprietà meccaniche e microstrutturali ottenibili dai giunti saldati in funzione delle condizioni operative e ne sono state individuate sia le potenzialità che gli aspetti problematici. Gli sviluppi futuri per il miglioramento del processo prevedono perciò in primis la risoluzione delle criticità, attraverso lo sviluppo e l'adozione di un sistema di fissaggio di maggiore rigidezza e la revisione del sistema di saldatura al fine di evitare ulteriori anomalie di funzionamento. Successivamente, si ritiene opportuna un'analisi più dettagliata del sottoinsieme di punti operativi individuato, attraverso la costruzione di curve limite di formabilità per i giunti saldati realizzati in tali condizioni, e l'esecuzione degli esperimenti di conferma nei punti di ottimo individuati per mezzo dei modelli di regressione.
## Bibliografia

[1] – M. Merklein, M. Johannes, M. Lechner, A. Kuppert, *A review on tailored blanks — Production, applications and evaluation* in *Journal of Materials Processing Technology*, 214 (2014), p. 151–164

- [2] <u>https://www.ralph-dte.eu/tag/body-in-white/</u>
- [3] <u>https://www.gasparini.com/blog/tailored-blanks-lamiera-acciaio-altoresistenziale/</u>
- [4] Y. Qi, The new technology in the automotive industry by using tailor welded blanks (2006)

[5] - Ž. Babić, M. Šljivić, *Application of tailored blanks in the automotive industry* in *Journal for Technology of Plasticity*, Vol. 27 (2002), Number 1-2

- [6] M. V. Boniardi, A. Casaroli, L'alluminio e le sue leghe (2014).
- [7] P. Matteis, Materiali per l'industria meccanica, Appunti del corso (2018)
- [8] <u>https://it.wikipedia.org/wiki/Laser</u>
- [9] Katayama, Seiji, Handbook of Laser Welding Technologies, Elsevier (2013).
- [10] E. Atzeni, Tecnologia meccanica, Appunti del corso (2013).

[11] - https://it.wikipedia.org/wiki/Laser\_ad\_anidride\_carbonica

[12] – X. Cao, W. Wallace, C. Poon, J. P. Immarigeon, *Research and Progress in Laser Welding of Wrought Aluminum Alloys. I. Laser Welding Processes* in *Materials and Manufacturing Processes*, Vol. 18 (2003), p. 1-22.

[13] - https://www.tailored-blanks.com/en/tailored-aluminum-blanks

[14] - https://www.voestalpine.com/automotivecomponents/en/Tailored-Blanks/Tailored-Blanks-Products

[15] - <u>https://www.twbcompany.com/products/aluminum-tailor-welded-blanks/</u>

[16] – K. Shibata, T. Iwase, H. Sakamoto, M. Kasukawa, K. Chiba, H. Saeki, *Welding of aluminium tailored blanks by Nd: YAG lasers* in *Welding international*, Vol. 17 (2003), p. 282-286.

[17] - P. A. Friedman, G. T. *Kridli, Microstructural and mechanical investigation of aluminum tailor-welded blanks* in *Journal of Materials Engineering and Performance*, Vol. 9 (2000), p. 541–551.

[18] – B. Bagheri, M. Abbasi, R. Hamzeloo, *Comparison of Different Welding Methods on Mechanical Properties and Formability Behaviors of Tailor Welded Blanks (TWB) Made from AA6061 Alloys in Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers. Part C, Journal of Mechanical Engineering Science* Vol. 235 (2021), p. 2225-2237.

[19] – M. Jie, C. H, Cheng, L. C, Chan, C. L, Chow, and C. Y, Tang, *Experimental and Theoretical Analysis on Formability of Aluminum Tailor-Welded Blanks* in *Journal of Engineering Materials and Technology* Vol. 129 (2007), p. 151-158.

[20] – J. Liu, H. Gao, O. El Fakir, L. Wang, J. Lin, *Hot Stamping of AA6082 Tailor Welded Blanks: Experiment and FE Simulation*. In *Manufacturing Review* Vol. 3 (2016).

[21] – H. R. Shakeri, A. Buste, M. J. Worswick, J. A. Clarke, F. Feng, M. Jain, M. Finn, *Study of Damage Initiation and Fracture in Aluminum Tailor Welded Blanks Made via Different Welding Techniques* in *Journal of Light Metals* Vol. 2 (2002), p. 95-110.

[22] - https://www.makeitfrom.com/material-properties/5754-AIMg3-3.3535-A95754-Aluminum

[23] - https://www.makeitfrom.com/material-properties/6016-AlSi1.2Mg0.4-A96016-Aluminum

[24] - K.Y Benyounis, A.G. Olabi, *Optimization of Different Welding Processes Using Statistical and Numerical Approaches – A Reference Guide* in *Advances in Engineering Software*, Vol. 39 (2008), p. 483-496.

[25] – U. Reisgen, M. Schleser, O. Mokrov, E. Ahmed, *Optimization of Laser Welding of DP/TRIP Steel Sheets Using Statistical Approach* in *Optics and Laser Technology*, Vol. 44 (2012), p. 255-262.

[26] – S. M. Hamidinejad, M. H. Hasanniya, N. Salari, E. Valizadeh, *CO*<sub>2</sub> Laser Welding of Interstitial Free Galvanized Steel Sheets Used in Tailor Welded Blanks in International Journal of Advanced Manufacturing Technology, Vol. 64 (2013), p. 195-206.

[27] – R. H. Myers, D. C. Montgomery, C. M. Anderson-Cook, *Response Surface Methodology* – *Process and product optimization using designed experiments*, John Wiley & Sons, Incorporated, 2016

[28] – J. Folkes, Waterjet — An Innovative Tool for Manufacturing in Journal of Materials Processing Technology Vol. 209 (2009), p. 6181-6189.

[29] – Normativa UNI EN ISO 4136:2012 - Prove distruttive sulle saldature di materiali metallici - Prova di trazione trasversale.

[30] – Normativa EN ISO 20482:2013 - Metallic materials - Sheet and strip - Erichsen cupping test.

[31] – Normativa UNI EN ISO 6892-1:2020 - Materiali metallici - Prova di trazione - Parte 1: Metodo di prova a temperatura ambiente

[32] – Normativa UNI EN 10359:2015 - Profili saldati al laser (Tailored Blanks) - Condizioni tecniche di fornitura

- [33] Niemann G., Elementi di Macchine, ETS, Milano (Springer, Berlino), 1983
- [34] https://online.stat.psu.edu/stat501/lesson/2/2.11
- [35] https://online.stat.psu.edu/stat501/lesson/10
- [36] Y. Xin, X. Su, *Linear Regression Analysis*, World Scientific Publishing Co. Pte. Ltd., 2009.