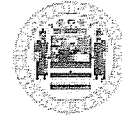


Unione Europea



*Ministero dell'Istruzione,
dell'Università e della Ricerca*



UNIVERSITÀ DEGLI STUDI DI SALERNO

DIPARTIMENTO DI INGEGNERIA MECCANICA

***Dottorato di Ricerca in Ingegneria Meccanica
VIII Ciclo N.S. (2006-2009)***

***“Sviluppo di procedimenti di saldatura LASER e LASER arco per
pannelli AFS (Aluminium Foam Sandwich)”***

Franco Bernardo

***Il Tutor
Ch.mo Prof. Vincenzo Sergi***

***Il Coordinatore
Ch.mo Prof. Vincenzo Sergi***

***Il co-Tutor
Ing. Giuseppe Barbieri***

INDICE

INTRODUZIONE.....	5
1 LA SALDATURA	7
1.1 GENERALITÀ.....	7
1.2 LA SALDABILITÀ.....	9
1.3 LA STRUTTURA DEL CORDONE	10
1.3.1 <i>La zona fusa</i>	12
1.3.1.1 Difetti delle saldature	14
1.3.1.2 Le cricche a caldo in zona fusa.....	15
1.3.2 <i>Cricche nella Zona Termicamente Alterata</i>	17
1.3.3 <i>Difetti di forma</i>	18
1.4 LA SALDATURA AD ARCO ELETTRICO.....	20
1.4.1 <i>Generalità</i>	20
1.4.2 <i>La saldatura MIG</i>	23
1.4.2.1 Generalità	23
1.4.2.2 Le torce	24
1.4.2.3 I gas di assistenza	24
1.4.2.4 I fili d'apporto	25
1.4.2.5 Le modalità di trasferimento del metallo d'apporto.....	26
1.4.2.6 Il generatore	27
1.4.3 <i>La saldatura TIG</i>	27
1.4.3.1 Generalità	27
1.4.3.2 Le correnti.....	28
1.4.3.3 I generatori	29
1.4.3.4 I gas di protezione.....	29
1.5 LA SALDATURA LASER	29
1.5.1 <i>Generalità</i>	29
1.5.2 <i>I componenti principali</i>	31
1.5.3 <i>Le caratteristiche della radiazione LASER</i>	32
1.5.4 <i>Le modalità di trasferimento del calore</i>	32
1.5.5 <i>La protezione del bagno di fusione</i>	33
1.5.6 <i>Caratteristiche della saldatura</i>	34
1.6 LA SALDATURA IBRIDA.....	34
1.6.1 <i>Il processo ibrido</i>	37
1.6.2 <i>Processo combinato</i>	38
1.6.3 <i>Parametri che influenzano la saldatura ibrida</i>	39
1.6.3.1 La sorgente primaria	39
1.6.3.2 La sorgente secondaria	39
1.6.3.3 Le correnti.....	40
1.6.3.4 L'ordine delle sorgenti	40
1.6.3.5 Distanza relativa tra le sorgenti	40
1.6.3.6 Tipo di gas di assistenza	41
1.7 BIBLIOGRAFIA	41

2	LEGHE E SCHIUME DI ALLUMINIO.....	43
2.1	L'ALLUMINIO.....	43
2.1.1	Generalità.....	43
2.1.2	Produzione.....	43
2.1.2.1	Fase chimica.....	43
2.1.2.2	Fase elettrochimica.....	44
2.1.3	Proprietà fisico-meccaniche dell'alluminio.....	45
2.2	LEGHE DI ALLUMINIO.....	45
2.2.1	Designazione.....	45
2.2.1.1	Designazione per i semilavorati.....	46
2.2.1.2	Designazione UNI.....	47
2.2.1.3	Altre designazioni.....	47
2.2.1.4	Designazione del Comitato Europeo di Normalizzazione (CEN).....	48
2.2.1.5	Designazione del materiale da fonderia.....	48
2.2.2	Principali leghe.....	48
2.2.2.1	Generalità.....	48
2.2.2.2	Leghe alluminio-manganese (serie 3xxx).....	49
2.2.2.3	Leghe alluminio-magnesio (serie 5xxx).....	49
2.2.2.4	Leghe alluminio-magnesio-silicio (serie 6xxx).....	50
2.2.3	Saldatura dell'alluminio: metallurgia e difetti.....	50
2.3	SCHIUME DI ALLUMINIO.....	51
2.3.1	Generalità.....	51
2.3.2	Classificazione.....	54
2.3.3	Produzione.....	54
2.3.3.1	Solidificazione dell'Eutettico Gas-Metallo.....	55
2.3.3.2	Iniezione di gas nel fuso (Melt Gas Injection, Air Bubbling).....	55
2.3.3.3	Decomposizione di Particelle che Rilasciano Gas nel Fuso.....	56
2.3.3.4	Decomposizione di Particelle che Rilasciano Gas in Semi Solidi.....	57
2.3.4	Pannelli Sandwich di Schiuma di Alluminio (AFS).....	58
2.3.4.1	Pannelli sandwich ottenibili mediante incollaggio.....	59
2.3.4.2	Pannelli sandwich ottenibili mediante legame metallurgico.....	59
2.4	BIBLIOGRAFIA.....	60
3	ATTREZZATURE, MATERIALI E PROCEDURE ADOTTATE.....	62
3.1	PREMESSA.....	62
3.2	MOTIVAZIONI E LAVORO PRE-ESISTENTE.....	62
3.2.1	Generalità.....	62
3.2.2	Provini AFS.....	65
3.2.3	Provini di profilato.....	65
3.3	DESCRIZIONE DEL SISTEMA DI SALDATURA.....	66
3.3.1	Sistema Laser.....	66
3.3.2	Sistema MIG.....	67
3.3.3	Gas di copertura.....	69
3.3.4	Sistema di fissaggio.....	69
3.3.5	Pulizia dei provini.....	70

3.3.6	Traiettorie.....	70
3.4	PARAMETRI IMPOSTATI E GRANDEZZE LETTE DURANTE LE PROVE.....	70
3.5	ANALISI POST SALDATURA	72
3.6	BIBLIOGRAFIA	73
4	SALDATURA DI PANNELLI AFS A PROFILATI DI LEGA DI AL A C.....	74
4.1	SOMMARIO DEI PIANI SPERIMENTALI.....	74
4.2	PROVE ESPLORATIVE	75
4.2.1	Introduzione.....	75
4.2.2	AFS01.....	76
4.2.3	AFS02.....	77
4.2.4	AFS03 e AFS04	77
4.2.5	Conclusioni per prove esplorative.....	79
4.3	PIANO SPERIMENTALE 1	79
4.3.1	Sommario	79
4.3.2	AFS05 (MIG 26 V, Pb).....	81
4.3.3	AFS06 (MIG 28 V, Pb).....	83
4.3.4	AFS 07 (MIG 30 V, Pb).....	84
4.3.5	Conclusioni prove con set parametri bassi (Pb).....	86
4.3.6	AFS08(MIG 28 V, PH).....	86
4.3.7	AFS09_2 e AFS09_3 (MIG 28 V).....	88
4.3.8	AFS09_4 (MIG 28 V,) AFS10_1 e AFS10_2 (MIG 28 V).....	89
4.3.9	Conclusioni.....	91
4.4	PIANO SPERIMENTALE 2	92
4.4.1	Sommario	92
4.4.2	AFS12.....	93
4.4.3	AFS13.....	95
4.4.4	AFS14 e AFS15	98
4.4.5	AFS16.....	101
4.5	ANALISI DEI DUE PIANI SPERIMENTALI.....	102
4.6	SALDATURA IN CONDIZIONI OPERATIVE.....	103
4.7	CONCLUSIONI	104
5	SALDATURA DI PANNELLI AFS A PROFILATI DI LEGA DI AL A L.....	106
5.1	SOMMARIO.....	106
5.2	PROVE SPERIMENTALI	108
5.2.1	Le prove	108
5.2.2	La saldatura dei profilati ai front-end.....	114
5.3	REALIZZAZIONE DI UN PROTOTIPO DI PORTELLONE IN AFS ED ESTRUSI ANGOLARI	114
5.4	CONCLUSIONI	115
6	INTEGRAZIONE DI UN SISTEMA TIG SU LASER ND:YAG	116
6.1	PREMESSA.....	116

4 INDICE

6.2	I COMPONENTI DEL SISTEMA HLW-TIG.....	117
6.2.1	<i>La stazione LASER</i>	117
6.2.2	<i>Il generatore</i>	117
6.2.3	<i>Il gruppo torcia</i>	118
6.2.4	<i>Lo svolgi filo</i>	118
6.2.5	<i>Il sistema di accoppiamento</i>	118
6.3	SCELTA DEL SISTEMA TIG.....	119
6.3.1	<i>Torcia</i>	119
6.3.2	<i>Adduzione del filo</i>	121
6.3.3	<i>Attrezzatura di accoppiamento</i>	121
6.4	SCELTE PROGETTUALI.....	123
6.4.1	<i>Il sistema TIG</i>	123
6.4.2	<i>Il sistema di accoppiamento</i>	123
6.5	PROTOTIPO.....	125
6.6	CONCLUSIONI.....	128
6.7	BIBLIOGRAFIA.....	128
7	CONCLUSIONI FINALI	130

Introduzione

Il lavoro di tesi presenta le attività di ricerca svolte presso il laboratorio LASER del C.R. ENEA-Trisaia (MT) inerenti lo sviluppo di processi di saldatura LASER-arco su materiali innovativi che potranno essere impiegati per la realizzazione di componenti a basso rapporto peso/resistenza da utilizzarsi nel trasporto intermodale basato su navi veloci.

Dalle parole chiave utilizzate per questa piccola premessa, è evidente che, nel settore citato, è necessario costruire oggetti di grandi dimensioni, non ottenibili in un'unica lavorazione, da cui nasce il bisogno di sviluppare metodi e procedimenti per realizzare le varie parti e garantire la sicurezza delle strutture, in particolare delle strutture metalliche.

L'esigenza di poter unire parti differenti di componenti in metallo è praticamente nata con l'utilizzo di questi materiali da parte dell'uomo; all'inizio si ricorreva alla graffiatura o si portava il materiale ad elevata temperatura, nella forgia, per poi batterlo con magli o martelli. Si deve attendere l'inizio del novecento per poter avere delle saldature paragonabili a quelle moderne, ottenute tramite il processo di fusione e ri-solidificazione, della zona di contatto, per effetto del calore fornito da una fiamma ossi-acetilenica, tecnica ancor oggi utilizzata.

Nello stesso periodo si svilupparono i primi generatori elettrici capaci di innescare un arco sufficientemente potente da fondere i metalli e la tecnica che in seguito si sviluppò da questo primo "embrione" di saldatura ad arco è attualmente la più diffusa al mondo, sia in ambiente industriale che nell'edilizia: il procedimento ad elettrodo rivestito.

Dalla seconda metà del novecento si incominciarono a sviluppare i procedimenti di saldatura MIG e TIG, che garantivano produttività e qualità migliori dell'elettrodo rivestito e, verso la fine degli anni cinquanta, si cominciarono a sviluppare i procedimenti a fascio concentrato di energia, prima la tecnica *electron beam* e successivamente, metà anni settanta, le tecniche LASER.

Tutte le tecniche citate, hanno la caratteristica di portare a fusione il materiale che poi, solidificando, genera la giunzione; di recente, invece, si sta affacciando al mondo industriale una tecnica, detta a stato solido o per attrito, in cui la giunzione si ottiene per diffusione degli ioni del reticolo cristallino tra le parti da unire, ossia per effetto dell'elevata pressione e temperatura che si raggiunge in questa tecnica, ad opera di un utensile che è spinto a notevole pressione mentre ruota a grande velocità sui materiali, si ha la creazione di un reticolo comune tra le due parti.

Ritornando alle tecniche a fascio concentrato, in particolare la tecnica LASER, si caratterizza dall'elevata qualità della giunzione realizzata e per gli elevati volumi di produzione, presenta però dei limiti, menzionati in questo lavoro di tesi, che solo in parte la qualità migliorata delle nuove sorgenti riesce a risolvere; particolarmente problematica appare la saldatura di quei materiali che "riflettono" il fascio LASER, oppure, quando tra le parti da unire non vi è un accoppiamento molto preciso.

Una soluzione a questi inconvenienti consiste nell'utilizzo della tecnica di saldatura LASER-ibrida, che si ottiene dall'accoppiamento di una sorgente LASER con una ad arco elettrico; con questa soluzione non solo si riescono a superare i problemi sopra citati, ma si ottengono anche considerevoli aumenti di produttività e miglioramenti della qualità del giunto.

La tecnica ibrida, solo di recente sta uscendo dalle applicazioni di laboratorio per essere trasferita in realtà industriali, grazie allo sviluppo di attrezzature appositamente sviluppate; il lavoro che segue descrive le fasi di messa a punto di un processo di saldatura ibrido tra pannelli sandwich in schiuma di alluminio (AFS) e strutture in lega di alluminio, analizzando quelli che sono i limiti e i vantaggi dell'applicazione di questa tecnica.

Nella parte conclusiva si descriverà una metodologia per la progettazione di una attrezzatura di ricerca per la saldatura ibrida LASER-TIG e la realizzazione di un prototipo con il quale sono state effettuate delle prove che hanno confermato i miglioramenti che questa tecnica introduce.

Concludendo la presente introduzione, si ringrazia quanti hanno collaborato al completamento del lavoro, in particolare i colleghi del laboratorio LASER, il personale del consorzio CALEF, il personale tecnico-amministrativo dell'ENEA e dell'Università di Salerno, nonché il tutor Ch.mo Prof. V. Sergi e il co-tutor ENEA Ing. Giuseppe Barbieri.

1 LA SALDATURA

1.1 Generalità

Il processo di saldatura è quel processo di fabbricazione che permette la giunzione permanente di parti solide (nella maggior parte dei casi metalli, ma anche polimeri), senza le discontinuità tipiche di altre tipologie di giunzioni, quali la chiodatura e la imbullonatura. Data questa caratteristica, si deve prestare grande attenzione nella progettazione di parti saldati, poiché le linee di forza possono distribuirsi nell'intero volume dei manufatti ed eventuali rotture che dovessero innescarsi in elementi secondari, potrebbero propagarsi anche oltre la giunzione, cosa che non avviene nelle altre tecniche sopra citate per la netta discontinuità esistente tra i pezzi uniti.

In generale classifichiamo le saldature in *autogene* (*per fusione*), quelle in cui i lembi del materiale da unire, detto *metallo base* (MB), viene portato a fusione ed interviene nella formazione del *cordone* di saldatura, ed *eterogene*, quelle in cui il metallo base non fonde e si utilizza un altro materiale, il *metallo d'apporto* (MA) con temperatura di fusione genericamente più bassa del metallo base, che portato a fusione *bagna* (ossia aderisce al metallo base) e solidificando genera la giunzione; queste giunzioni sono dette, genericamente, *brasature*. Il metallo d'apporto è adoperabile anche nelle saldature autogene, in tal caso si parla di *saldature autogene con materiale d'apporto*, per migliorare la forma, le caratteristiche metallurgiche e meccaniche del cordone.

Un'altra classificazione delle saldature è indicata nello schema seguente di Figura 1.1.

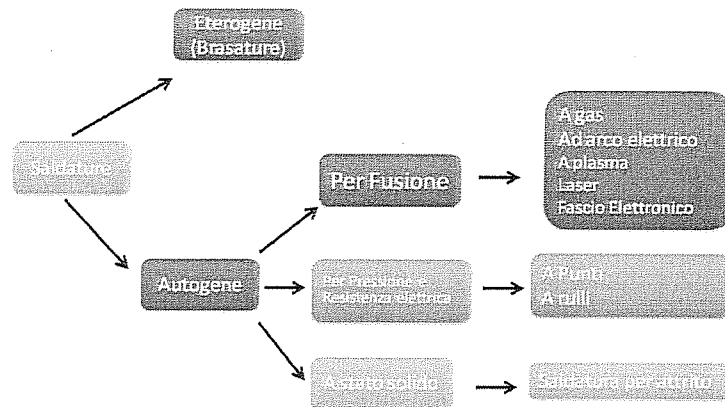


Figura 1.1- Schema riassuntivo delle tecniche di saldatura

Nel prosieguo, per una completezza di esposizione, si descriveranno alcune tecniche di saldatura per fusione, in particolare si descriveranno la saldatura LASER e, tra quelle ad arco elettrico, la *Metal-arc Inert Gas* (MIG) e la *Tungsten Inert Gas* (TIG), perché se efficacemente accoppiate permettono di ottenere il procedimento di saldatura ibrida LASER-arco (anche *Hybrid Laser Welding HLW*), che è oggetto di studio in questo lavoro di tesi.

La norma UNI EN ISO 6947:1998 definisce le posizioni di lavoro distinguendo la saldatura in piano, frontale, verticale e soprattesta (o sopra testa, quando le passate sono eseguite su un piano al di sopra della testa dell'operatore).

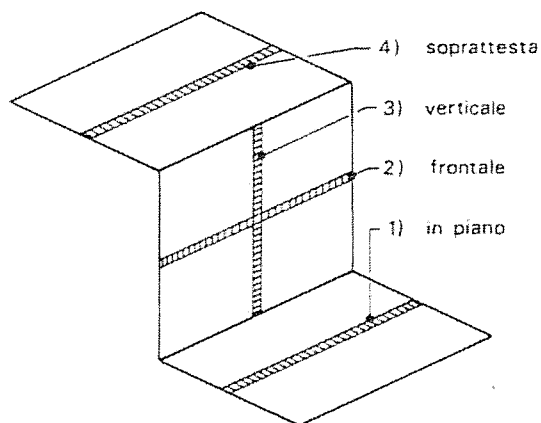


Figura 1.2 - Posizione di saldatura

In base al posizionamento relativo dei pezzi, si individua la saldatura testa a testa (o di testa), ad L, di angolo, a T solo per citarne qualcuno :

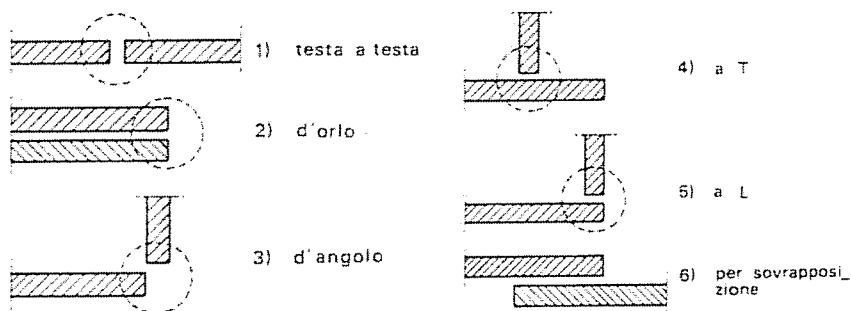


Figura 1.3 - Tipologia di saldatura in base al posizionamento relativo dei lembi

I lembi da unire possono subire una lavorazione (*cianfrinatura*) per assegnare loro una forma voluta, il cui scopo è quello di migliorare la qualità finale del cordone, permettere una migliore penetrazione del metallo d'apporto, favorire la fusione completa dei lembi e facilitare l'esecuzione della saldatura. Come indicato nello schema seguente, distinguiamo i cianfrini a **V**, a **U**, a **X** ed a **Y**:

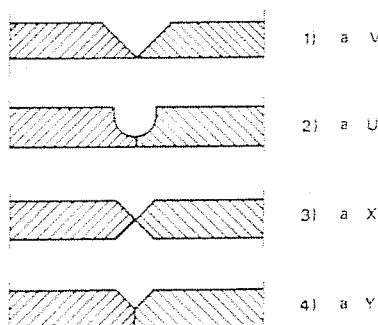


Figura 1.4 - Schema dei tipi di cianfrino

Infine distinguiamo il cordone di saldatura in piano (1), concavo (2) o convesso (3)

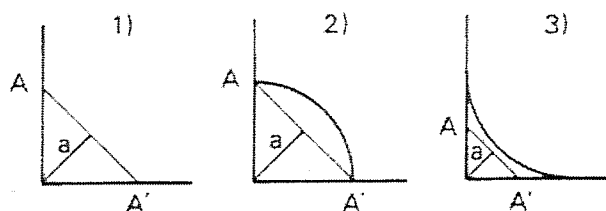


Figura 1.5 - Forma del cordone

1.2 La saldabilità

La saldabilità di un materiale è definita come l'attitudine che esso presenta, per un dato procedimento e una data applicazione, a dar luogo a giunti continui e capaci di soddisfare i criteri di qualità e sicurezza prefissati. Da tale definizione discende che la saldabilità di un materiale è una caratteristica qualitativa non definibile in senso assoluto ma, per ogni procedimento e per ogni materiale, vanno prese le opportune precauzioni per garantirne la saldabilità.

Dal punto di vista delle microstrutture cristalline, analizzando una saldatura si individuano tre zone in base alla distanza dall'asse del cordone; l'asse è centrato su una porzione fuso e poi ri-solidificato, detta zona fusa (**ZF**). Allontanandosi ulteriormente e superata la **ZF** è presente una zona in cui sono avvenute trasformazioni strutturali, chiamata zona termicamente alterata (**ZTA**), la cui e-

stensione dipende dal metallo base e dalla tecnica di saldatura utilizzata. All'esterno della ZTA troviamo il materiale base inalterato.

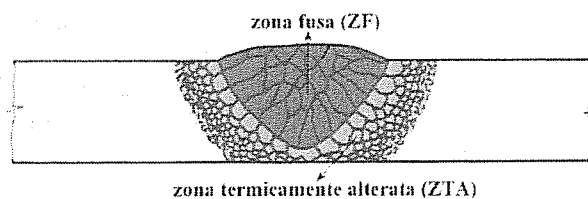


Figura 1.6- Zone presenti nel cordone di saldatura

Nella progettazione di un giunto saldato si deve considerare:

- la saldabilità del materiale, per la data configurazione e il dato procedimento adottato, deve garantire che le diverse strutture metallurgiche che si formeranno nella ZF e nella ZTA, devono soddisfare i criteri di sicurezza fissati;
- la presenza dei giunti saldati non deve pregiudicare la sicurezza complessiva del manufatto.

1.3 La struttura del cordone

L'esecuzione della saldatura prevede l'impiego di una sorgente termica potente e concentrata, per fondere il metallo d'apporto e parte del materiale base. Successivamente all'azione riscaldante della sorgente termica, il materiale subisce dei cicli termici che influenzano le strutture che si andranno a formare sia nella ZF che nella ZTA. La severità dei cicli termici e l'estensione delle due zone dipendono dal procedimento adottato e dal materiale da saldare, mentre la temperatura massima che si raggiunge deriva, per di più, dalla distanza dall'asse del cordone. Al crescere della distanza varia anche il tempo necessario per giungere al massimo della temperatura.

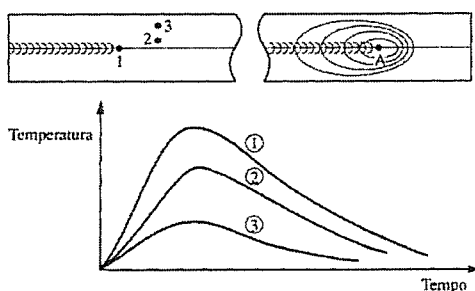


Figura 1.7- Andamento qualitativo della temperatura in funzione del tempo nelle diverse zone dei pezzi saldati.

La severità termica del ciclo, la quale va ad influenzare la velocità di raffreddamento (al non equilibrio), è condizionata da:

- **apporto termico specifico:** rappresenta l'energia che la sorgente termica fornisce ai pezzi per unità di lunghezza; questa è data dalla formula: $Q = \frac{60 P}{v} \times \eta = \frac{60 I V}{v} \times \eta$ dove P è la potenza erogata dalla sorgente (in W), v è la velocità (cm/min), I (in A) e V (in V) sono, rispettivamente, la corrente e la tensione fornita dalla sorgente elettrica e η è il coefficiente di trasmissione termica, ossia è il parametro che tiene conto dell'effettivo trasferimento di calore dalla sorgente (arco o LASER) al cordone.
- **spessori dei pezzi da saldare e geometria del cordone:** è importante poiché influenza il modo di sottrazione del calore alla zona di saldatura
- **preriscaldamento dei lembi con temperature fino a 300°C:** riduce la velocità di raffreddamento.

La severità dal ciclo termico diminuisce all'aumentare dell'apporto termico specifico e con la riduzione della concentrazione di energia mentre aumenta con lo spessore dei pezzi.

Le conseguenze dei cicli termici sono sia di ordine meccanico che metalurgico; di ordine meccanico, per l'instaurarsi di tensioni residue o ritiri di materiale, metalurgico in quanto si verificano trasformazioni micro e macro strutturali della ZF e ZTA che modificano la reologia del giunto.

Le problematiche di ordine meccanico sono da imputarsi sostanzialmente al fatto che, durante il ciclo termico, le differenti zone del materiale sono vincolate ad altre zone, che si trovano a differente temperatura; non potendosi dilatare e contrarre liberamente, sotto l'effetto dei gradienti termici si generano deformazioni plastiche localizzate e conseguente permanere di tensioni residue che possono assumere valori elevati (ad esempio, lungo l'asse del cordone spesso si giunge allo snervamento). Qualora il materiale sia dotato di una sufficiente duttilità le tensioni residue possono ridistribuirsi, grazie alla plasticizzazione locale, in caso di strutture fragili si può andare incontro alla formazione di un difetto della saldatura, detto cricca.

Alla presenza delle suddette tensioni, si deve prestare attenzione soprattutto nel caso di:

- strutture che lavorano a temperature basse;
- strutture soggette a tenso-corrosione, in quanto le tensioni da ritiro aumentano la velocità del fenomeno;

- strutture soggette a carico di punta, poiché aumenta l'instabilità del materiale.

Le tensioni da ritiro sono facilmente eliminabili, fatto salvo gli ingombri delle strutture realizzate, tramite un trattamento termico di *distensione*.

La genesi delle tensioni interne è da ascrivere principalmente a:

- **ritiro proprio del cordone**, il materiale fuso durante il raffreddamento alla temperatura di esercizio, contrae il proprio volume;
- **ritiro delle zone adiacenti la zona fusa**, dovuta alla trasmissione del calore proveniente dal giunto; queste zone si riscaldano e si dilatano, per poi ritornare al volume iniziale dopo il raffreddamento;
- **liberazione, anche parziale, delle tensioni interne** già presenti prima della saldatura, come quelle generate dalle lavorazioni meccaniche

1.3.1 La zona fusa

La zona fusa (ZF) è quella porzione di materiale che durante il processo o procedimento di saldatura giunge a fusione e poi solidifica. Si individua un parametro detto *rapporto di diluizione* (R_d), definito dalla formula:

$$R_d (\%) = \frac{\text{Volume MB } (b)}{\text{Volume MB } (b) + \text{Volume MA}(a)} \times 100$$

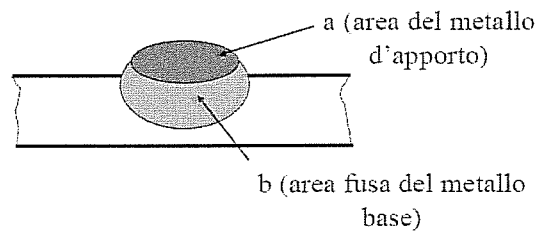


Figura 1.8 - valutazione grafica del rapporto di diluizione

Le caratteristiche del cordone sono influenzate, oltre che dalla natura stessa del MB e del MA, dal rapporto di diluizione poiché ad una sua variazione, può cambiare la composizione chimica della ZF, influenzando, a sua volta, le microstrutture cristalline che si formano ed il comportamento meccanico del giunto.

La successiva Tabella 1.1 riporta i valori tipici del rapporto di diluizione per le varie tecniche di saldatura.

Valore Rd	Tecnica
Rd = 0 %	Brasatura
Rd = 30 %	Prima passata procedimento ad arco manuale con elettrodi rivestiti
Rd = 10 %	Nelle passate di riempimento ad arco manuale con elettrodi rivestiti
Rd = 20-40 %	Saldatura TIG con metallo di apporto
Rd = 10-40 %	Saldatura MIG/MAG, prime passate
Rd = 65 %	Arco sommerso a forte penetrazione
Rd = 30-40 %	Arco sommerso multipass
Rd = 15-30 %	Saldatura ad elettroscoria
Rd = 100 %	TIG, plasma, LASER e fascio elettronico (senza impiego di metallo d'apporto)

Tabella 1.1 - Riepilogo dei rapporti di diluizione tipici

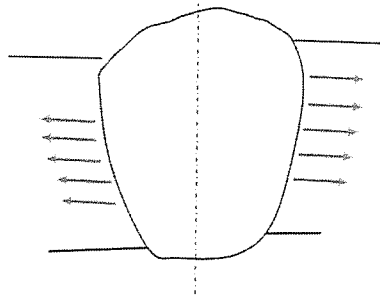


Figura 1.9 - Direzioni preferenziali di smaltimento del calore dalla ZF nella saldatura di testa

Durante la solidificazione, nel giunto, esistono direzioni preferenziali di smaltimento del calore. L'accrescimento dei grani di solidificazione avviene a partire dalla zona di interfaccia tra zona fusa e solida verso il centro, lungo le direzioni di trasmissione del calore, dando vita a grani allungati detti *dendriti columnari*. Il nuovo grano sembra proseguire l'accrescimento dei grani già presenti all'interfaccia e le dimensioni finali dipendono, in parte, dalla dimensione dei grani del metallo base mentre, nelle saldature *multi-pass* in cui diverse passate si sovrappongono e parte del cordone sottostante è rifuso, il grano sembra, anche qui, proseguire l'accrescimento dei grani della passata sottostante. La struttura finale che si ottiene è, genericamente, formata da dendriti allungate nella direzione di raffreddamento e cresciute perpendicolarmente alla linea di fusione. Per quanto concerne la dimensione si può affermare che procedimenti con elevato apporto termico specifico, quindi con lento raffreddamento, tendono a formare grani più grossi.

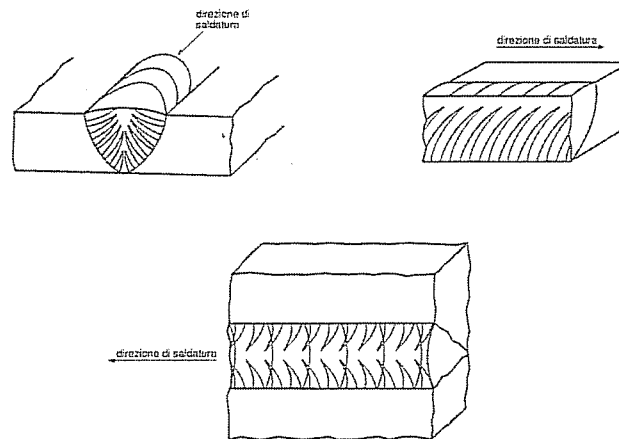


Figura 1.10- Direzioni di accrescimento dei grani

La scelta della tecnica di saldatura e del metallo d'apporto determina la composizione finale e le caratteristiche del cordone, pertanto bisogna adeguatamente valutarli in quanto la struttura del cordone dipende dall'intervallo di tempo per la solidificazione completa che, a sua volta, dipende principalmente da due fattori:

- Δt di solidificazione (passaggio *liquidus-solidus*);
- Velocità di raffreddamento.

Va comunque considerato che, durante la solidificazione tra l'asse principale delle dendriti e gli accrescimenti secondari si hanno delle differenze di composizione (fenomeno della microsegregazione), poiché l'asse principale delle dendriti, che solidifica prima, è maggiormente ricco degli elementi che solidificano a temperatura più elevata. Nel centro del cordone possono concentrarsi elementi basso bollenti ed eutettici e, se il Δt di solidificazione è elevato durante il raffreddamento, si ha la formazione di pochi ponti solidi fra le due parti da unire, contornati da grande quantità di materiale ancora liquido. In questo caso, la normale presenza delle tensioni di ritiro, dovute ai vincoli o agli auto vincoli dei pezzi da unire, fa sì che i pochi ponti solidi siano sovrasollecitati con tensioni superiori al limite di rottura e si assista alla formazione di criccate a caldo intragranulari, in particolare al centro del cordone di saldatura.

1.3.1.1 Difetti delle saldature

Le saldature sono un elemento critico delle strutture soggette a carico, poiché possono rappresentare degli elementi di cedimento, se male progettate od eseguite. Il cedimento delle saldature spesso è dovuto alla presenza di difetti, che vengono classificati secondo la UNI EN ISO 6520-1:2008 "Saldatura e proce-

dimenti commessi - Classificazione delle imperfezioni geometriche nei materiali metallici - Parte 1: Saldatura per fusione” come segue:

- **cricche:** discontinuità dovute ad un distacco, intergranulare o tra i granuli, di un materiale originariamente sano e continuo;
- **cavità:** a secondo delle dimensioni le distinguiamo in cavità, porosità e microporosità, quest'ultime di dimensioni al di sotto del visibile ad occhio nudo. Normalmente sono causate dall'intrappolamento nel cordone di gas che, per i tempi di solidificazione molto rapidi, non riesce ad allontanarsi. La microporosità è praticamente impossibile da evitare nella saldatura delle leghe leggere pertanto, entro certi limiti, è tollerata.
- **inclusioni solide:** componenti solidi, differenti dal metallo base o d'apporto, inglobate nel cordone. Un esempio sono le inclusioni della scoria o dell'elettrodo (nel caso della saldatura TIG);.
- **mancanza di fusione e di penetrazione:** la mancanza di penetrazione o di fusione sono delle discontinuità che si verificano tra i due lembi del cianfrino (*mancanza di penetrazione*) o tra un lembo e la zona fusa (*mancanza di fusione*). Questo difetto si verifica quando, almeno uno dei lembi non fonde a causa della non corretta preparazione o per l'errata esecuzione della saldatura. Particolarmente pericolose sono le *incollature* perché portano all'adesione della zona fusa sul MB senza fonderlo (ad esempio, se è presente ossido, come spesso avviene con le leghe di alluminio). In questo caso è facile che si verifichi il distacco dallo strato d'ossido e l'indebolimento della saldatura
- **difetti di forma e dimensionali:** difetti essenzialmente dovuti ad una irregolarità nella forma del cordone.
- **altre imperfezioni:** altri difetti che non rientrano nelle precedenti categorie.

Nel prosieguo alcuni di questi difetti, ritenuti critici e tipici delle saldature di leghe di alluminio, saranno analizzate più in dettaglio.

1.3.1.2 *Le cricche a caldo in zona fusa*

Un fenomeno da evitare assolutamente, poiché compromettono notevolmente la sicurezza delle strutture, è la formazione di cricche. Quando la zona del cordone è ancora in fase liquida non c'è possibilità per la massa fusa di trasmettere tensioni; tuttavia, con l'inizio della solidificazione, i primi grani che riescono a formare dei collegamenti intergrano per l'intera larghezza del cordone sono soggetti a sforzi elevatissimi poiché la sezione resistente è molto piccola, rapportata allo spessore del materiale; superato il limite di snervamento e fino al limite di rottura, i ponti solidi rispondono con deformazioni plastiche e rispondono con rotture intergranulari quando si supera il limite di rottura, che porta al-

la formazione delle *cricche a caldo*. Per evitare questo fenomeno è necessario fare in modo che la composizione chimica della zona fusa sia tale da presentare un piccolo intervallo di solidificazione e che la solidificazione avvenga con velocità elevate.

Nella formazione delle cricche a caldo riveste importanza anche la dimensione delle dendriti; infatti, avere dendriti grandi significa avere pochi collegamenti intergranulari e quindi piccole sezioni resistenti. Al contrario grani piccoli assicurano la presenza di una sezione resistente più elevata con ridotta probabilità di formazione di cricche a caldo.

In generale si può affermare che la criccabilità a caldo dipende da:

- composizione del cordone;
- intensità delle tensioni da ritiro, al crescere delle quali cresce la probabilità di innesco;
- Δt di solidificazione;
- dimensioni del grano della zona fusa che, a loro volta, sono influenzate da quello del metallo base;
- fragilità a caldo del materiale;
- presenza di impurezze.

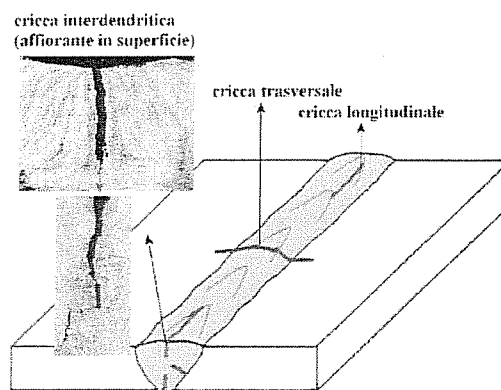


Figura 1.11 - Schema concettuale della disposizione delle cricche

I fattori che influenzano le cricche a caldo sono principalmente:

- **apporto termico specifico:** più è alto, maggiore è la dimensione del grano e maggiori sono le probabilità che si formino cricche a caldo;

- **forma del cordone:** definendo il *fattore di forma* come il rapporto W/D (W massima larghezza e D profondità di penetrazione massima) si ha che al diminuire di tale rapporto aumenta la probabilità di cricature nel centro del cordone in quanto la crescita delle dendriti non è sufficiente garantire un'adeguata sezione resistente e le impurezze (basso fondenti) si concentrano nella zona centrale del cordone (problema per i processi LASER ed *Electron Beam*);
- **distanza dai lembi:** aumentando la distanza dei lembi da unire l'asportazione del calore è più lento e quindi il grano tende a crescere.

1.3.2 Cricche nella Zona Termicamente Alterata

Anche nella ZTA possono verificarsi effetti di cricatura che sono chiamate *cricche longitudinali* perché si estendono lungo la direzione del cordone; normalmente si verificano per gli acciai che in ZTA subiscono una tempra. Questo tipo di cricche forma a trasformazioni reticolari ultimate e perfino dopo diverse ore dall'esecuzione della saldatura, pertanto sono chiamate anche *cricche a freddo*.

Dei particolari tipi di cricche a caldo che si verificano in ZTA, sono gli *strappi lamellari*, che si manifestano solo per i prodotti laminati e solo dopo un processo di saldatura che introduce delle tensioni di trazione in direzione ortogonale alle superfici di laminazione (direzione del "traverso corto").

La superficie di rottura presenta una disposizione a gradini quasi paralleli alla superficie di laminazione, detti *terrazze*, il cui aspetto è legnoso e fibroso, a causa della rottura a bassa duttilità.

Oltre alle cricche longitudinali si possono avere *cricche trasversali* dovute generalmente all'azione degli sforzi longitudinali da ritiro su zone infragilite.

Altri motivi che portano alla formazione di cricche trasversali possono essere attribuiti ai seguenti:

- agenti corrosivi;
- fenomeni di fatica unita agli sforzi di ritiro; le cricche si originano da piccoli inneschi (irregolarità di maglia, microcricche, ecc.) presenti nella zona termicamente alterata in prossimità della zona fusa.

Un'altra fonte di difetti per i giunti saldati è l'idrogeno di cui la molecola, formata da due atomi di idrogeno, ionizza nella forma H^+ ed è capace, per le dimensioni molto piccole, di diffondere nei metalli. La solubilità dell'idrogeno nel metallo fuso è abbastanza elevata, il che richiede di dover prestare molta at-

tenzione ridurre il rischio di contaminazione; infatti, le principali fonti di contaminazione sono l'umidità dell'aria, la presenza di sostanze organiche, l'umidità presente sui lembi da saldare, l'inefficace protezione del bagno fuso da parte del gas di protezione e/o la sua contaminazioni con acqua. L'eventuale idrogeno presente nel bagno di fusione, a causa della elevata velocità di raffreddamento, non ha il tempo necessario per essere espulso, producendo così effetti di microporosità (tipica delle leghe di alluminio saldate con procedimento MIG) e infragilimento del metallo ri-solidificato (date le dimensioni ridotte può entrare all'interno degli spazi interstiziali del reticolo cristallino). L'aspetto dell'infragilimento è meno evidente nelle strutture cristalline cubiche a facce centrate, poiché hanno maggiore possibilità di deformazioni plastiche.

Gli ioni idrogeno, presenti in quantità soprassatura nel metallo, tendono a spostarsi verso zone con presenza di inclusioni o negli spazi derivanti dal ritiro, dove si ricombinano nella forma H_2 , fino a quando la pressione parziale eguaglia quella degli ioni presenti in soluzione. Parte dell'idrogeno presente nelle cavità può giungere in superficie ed evolvere in atmosfera; di conseguenza l'idrogeno che rimane diminuisce la sua pressione parziale (idrogeno detto *diffusibile*) così come quella degli ioni ancora disciolti nel metallo. Dopo un tempo lungo nella struttura rimane ancora dell'idrogeno a pressioni relativamente basse (idrogeno *residuo*) che normalmente non è pericoloso.

L'eliminazione dell'idrogeno è facilitato da trattamenti di preriscaldamento e/o postriscaldamento pertanto è bene prevederli quando si effettuano saldature di pezzi soggetti a forti carichi; è buona norma applicare i carichi dopo un sufficiente tempo che consenta l'evacuazione dell'idrogeno dalla struttura metallica.

1.3.3 Difetti di forma

Sono quei difetti che rendono irregolare la forma del cordone. Distinguiamo:

- **eccesso di sovrametallo e cordone d'angolo troppo convesso:** normalmente è dovuto ad un'errata esecuzione o ad un'errata impostazione dei parametri di saldatura. Consiste nell'avere un cordone di saldatura troppo emergente rispetto allo spessore del materiale base;

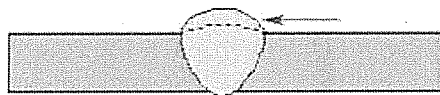


Figura 1.12 - Eccesso di sovrametallo

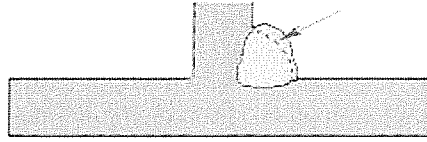


Figura 1.13 - Cordone d'angolo troppo convesso

- **incisioni marginali:** sono dei solchi che compaiono al margine della saldatura da entrambi o da uno solo dei lati;



Figura 1.14 - Incisioni marginali

- **irregolarità superficiali del cordone:** sono causate da un'errata esecuzione della saldatura o da un'errata impostazione dei parametri, nel caso di saldatura automatizzata. Si presenta come una distribuzione non omogenea delle onde di materiale al di sopra del cordone o regolare a tratti;

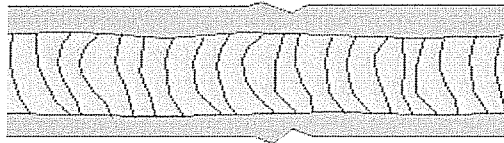


Figura 1.15 - Irregolarità superficiali

- **disallineamento:** si ha questo quando i lembi si disallineano per effetto delle distorsioni termiche indotte dalla saldatura o per un cattivo posizionamento e/o cedimento delle attrezzature di ancoraggio;



Figura 1.16 - Disallineamento

- **sputtering o sputi:** si presenta sotto forma di gocce, normalmente incollate alla superficie del metallo base, in vicinanza del cordone. Sono pericolosi perché in alcuni metalli sono sede di innesco di fenomeni di corrosione e/o microcricche.
- **colpi d'arco:** fusione localizzata del metallo normalmente causata dall'operatore che fa innescare la saldatura al di fuori della zona cianfrinata. I colpi d'arco possono dare origine a fenomeni di cricca.

1.4 La saldatura ad arco elettrico

1.4.1 Generalità

La saldatura ad arco elettrico si avvale di un arco voltaico, che scocca tra due elettrodi, come sorgente di calore. La tensione utilizzata è un giusto compromesso fra la stabilità dell'arco e la limitazione del rischio di folgorazione per gli operatori. I circuiti più semplici utilizzano una trasformazione dalla normale tensione di rete fino a 48-60 V, ottenuta con semplici trasformatori ed eventuali raddrizzatori; tuttavia in questi anni sono stati sviluppati circuiti elettronici *inverter*, in grado di realizzare forme d'onda specifiche, che migliorano la stabilità dell'arco elettrico, la modalità di trasferimento del metallo d'apporto e la qualità della saldatura.

Nella pratica industriale moderna, il metallo base costituisce uno degli elettrodi mentre l'altro elettrodo può partecipare alla formazione del cordone (saldatura ad *elettrodo fusibile*) o meno (saldatura ad *elettrodo infusibile*, in questo caso l'eventuale metallo d'apporto ha forma di fili o bacchette).

L'alimentazione elettrica dell'arco può essere in corrente *continua* (c.c.) o *alternata* (c.a.); nel caso di saldatura in corrente continua si può operare in polarità *diretta*, se l'elettrodo rappresenta il polo *negativo* (c.c.p.d.), o *inversa* se l'elettrodo rappresenta il polo *positivo* (c.c.p.i).

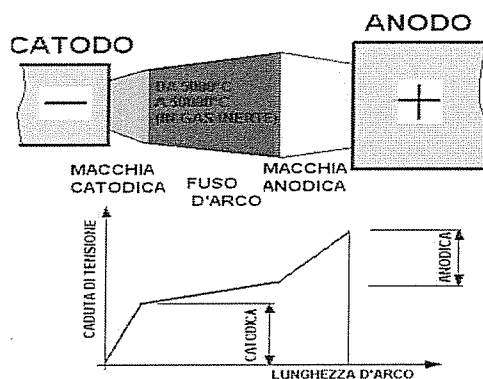


Figura 1.17 - Schematizzazione dell'arco elettrico

L'arco elettrico rappresenta il passaggio di corrente attraverso un mezzo gassoso ionizzato. Le zone che lo compongono sono essenzialmente la *macchia anodica*, che è la zona adiacente l'elettrodo negativo ed è molto brillante, una zona analoga sul catodo, generalmente più estesa chiamata *macchia catodica*; è in queste due zone che si assiste alla maggiore caduta di tensione. Oltre alle due macchie troviamo, interposta tra loro, la colonna di gas ionizzato ad alta temperatura, meno brillante della zona delle macchie, che è detta *fuso d'arco*. Inoltre,

anche se non è sempre presente, troviamo una *aureola* di gas che circonda il fuso ad una temperatura più bassa del fuso stesso. La temperatura nelle zone suddette varia tra 50.000°C e 5.000°C e il gas ionizzato che vi si trova, poiché supera i 5538°C , è detto *plasma*.

L'arco è generato dagli elettroni emessi dall'elettrodo negativo (catodo) che, accelerati dalla differenza di potenziale, urtando le particelle di gas e le ionizzano.

Se analizzassimo le particelle cariche in movimento troveremmo:

- gli elettroni emessi dal catodo;
- gli ioni positivi, del gas interposto tra gli elettrodi, che bombardano l'anodo;
- eventuali ioni negativi che si sprigionano da alcuni gas, quale l'ossigeno;
- gli ioni provenienti dal metallo (base e/o d'apporto) o da altri elementi presenti e che si muovono, più lentamente degli altri ioni, verso l'elettrodo che li attrae.

La tensione di regime per il mantenimento dell'arco è più bassa di quello per innescarlo, a causa della maggiore rigidità dielettrica del gas non ancora ionizzato; in alcuni casi, per favorire l'innescio dell'arco, si sovrappone una corrente in alta frequenza alla corrente di base.

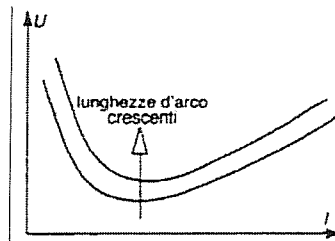


Figura 1.18 - Andamento qualitativo della caratteristica esterna dell'arco in funzione di corrente e lunghezza d'arco

La tensione necessaria al sostentamento dell'arco, assegnata la lunghezza, decresce velocemente subito dopo l'innescio, giunge ad un valore minimo per poi crescere secondo una legge ben approssimata dalla legge lineare (omnica) $V=R \times I$; questo comportamento è motivato dal fatto che subito dopo l'innescio aumenta l'emissione termoionica, la quale rende disponibili un gran numero di cariche libere che fa aumentare la corrente e, di conseguenza, diminuire la tensione. Al variare della lunghezza dell'arco si individua una famiglia di curve $V(I)$, traslate verso l'alto al crescere della lunghezza d'arco.

Il punto di lavoro è dato dall'intersezione tra la caratteristica del generatore e quella dell'arco. Se questo ricade nel tratto discendente il punto di lavoro è detto *arco libero*, poiché è in fase di innesco e sta aumentando le sue dimensioni radiali; se invece ricade nel tratto ascendente si dice che è in condizione di *arco strozzato* e le sue dimensioni radiali non aumentano poiché le perdite laterali di cariche sono compensate dalle nuove cariche in formazione.

Ipotizzando una caratteristica lineare ascendente del generatore, l'intersezione con la caratteristica dell'arco avviene in 2 punti secondo la seguente figura.

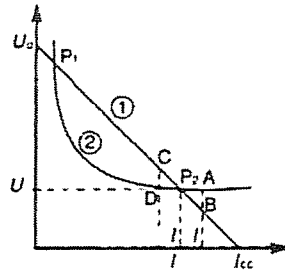


Figura 1.19 - Intersezione tra le caratteristiche dell'arco e del generatore

Il punto di intersezione a corrente più elevata è quello di funzionamento stabile, poiché ad una variazione della corrente la tensione imposta dal generatore fa in modo che si ritorni a questo punto di stabilità; infatti, ad una diminuzione di corrente corrisponde un aumento della tensione del generatore che, di conseguenza, fa di nuovo aumentare la corrente riportandola al punto di funzionamento. Da questo si deduce che la condizione di arco stabile si ottiene quando la caratteristica esterna del generatore presenta, nell'intorno del punto di lavoro, una pendenza minore rispetto a quella della caratteristica dell'arco.

Nei moderni generatori la stabilizzazione dell'arco è assicurata, oltre che dalle caratteristiche delle macchine elettriche, anche da sistemi di controllo elettronici che introducono ulteriori vantaggi, tra cui la possibilità di erogare la corrente con forme d'onda particolari.

Nei generatori di corrente alternata la stabilità dell'arco è ottenuta mediante mezzi induttivi che sfasano la corrente dell'arco rispetto alla tensione. In questo modo si dispone di una riserva migliore per riattivare l'arco ad ogni spegnimento, anche con tensioni basse. In corrente alternata è importante operare con archi quanto più corti possibile (la colonna di plasma tende a deionizzarsi di meno), frequenze di corrente elevate e materiali, per gli elettrodi, con buona capacità di emissione termoionica.

I generatori elettrici devono presentare:

- tensione a vuoto adeguata, ma non troppo alta per ragioni di sicurezza dell'operatore;
- corrente di corto circuito I_{cc} adeguata affinché il materiale di apporto si fonda per effetto Joule in caso di contatto con il pezzo;
- regolazione della corrente tale da adattare il processo, tramite un apposito meccanismo, alle diverse condizioni di lavoro.

Le tecniche principali di saldatura ad arco elettrico sono la MIG/MAG, la TIG, ad elettrodo rivestito, ad arco sommerso, al plasma. Si esamineranno velocemente solo la MIG e la TIG poiché di particolare interesse per questo lavoro di tesi.

1.4.2 La saldatura MIG

1.4.2.1 Generalità

La saldatura MIG (*Metal-arc Inert Gas*) è caratterizzata dal presentare elettrodo fusibile, sotto forma di fili raccolti in bobine, e l'impiego di un gas inerte quale gas per la protezione del bagno di fusione; è particolarmente indicato per le leghe di rame, di alluminio e di acciaio inossidabile.

L'attrezzatura è costituita dal generatore, dalla guaina portafilo (al cui interno si trova anche il circuito per il trasporto del gas), la torcia, il sistema di svolgimento delle bobine, il quadro comandi, per l'imposizione dei parametri elettrici del generatore e la regolazione della velocità del metallo d'apporto.

Il processo MIG è simile al quello MAG (*Metal-arc Active Gas*), se ne differenzia poiché questi impiega un gas reattivo, al posto di quello inerte, che garantisce un apporto termico maggiore, grazie al trasferimento dell'energia associativa e ri-associativa delle molecole dei gas attivi (O_2 , CO_2) che, prelevando energia in una zona d'arco più lontana dal metallo base, la rilasciano più in sua prossimità; la MAG, rispetto alla MIG, permette di incrementare la produttività dei processi di saldatura, oltre che di modificare la reologia e la forma del bagno fuso. Per particolari applicazioni vengono anche adoperati gas, come H_2 o N_2 , che danno effetti riducenti (tra i citati H_2) e alliganti (N_2); è ovvio che l'impiego di questo tipo di gas deve essere controllato accuratamente (percentuali da poche ppm al 2 %) ed è efficiente e possibile solo per particolari materiali (leggi Acciai Inossidabili), mentre sono del tutto da evitare per altri tipi di materiali (leghe di alluminio, acciai C-Mn e leghe reattive in generale).

Nella denominazione normativa americana, sia il processo MIG che MAG sono indicati con la sigla GMAW (*Gas Metal Arc Welding*, saldatura ad arco con metallo sotto protezione di gas).

Il processo MIG presenta la caratteristica di un apporto continuo del metallo d'apporto che non interrompe la passata di saldatura; inoltre, non presenta formazione di scoria, si possono avere intensità di correnti elevate, che permettono di mantenere elevate velocità di saldatura, e possibilità dell'operatore di poter controllare agevolmente il bagno di fusione.

1.4.2.2 Le torce

Le torce contengono al loro interno dei contatti striscianti (*contact tips*), in rame, nei quali scorre il filo del metallo d'apporto. Le torce possono essere "a collo d'oca", per applicazioni a bassa densità di corrente, così chiamate perché la parte terminale è abbastanza sottile e a volte è curva a ricordare il collo dell'oca.

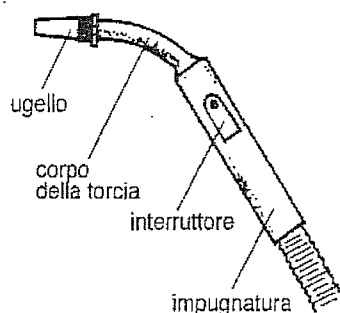


Figura 1.20 - Schema della torcia a collo d'oca

Altre tipologie sono quelle *autoraffreddate* e quelle *raffreddate ad acqua*; le prime presentano al loro interno un sistema di circolazione del gas di assistenza che raffredda la torcia, mentre nelle seconde è presente un circuito di raffreddamento ad acqua che le rende particolarmente adatte ad applicazioni automatizzate con elevate intensità di corrente e con elevata quantità di calore che si sviluppa dall'arco; però, si possono presentare fenomeni di contaminazione del filo da parte dell'acqua di raffreddamento, nel caso di perdita delle guarnizioni, con aumento della contaminazione da idrogeno della saldatura.

1.4.2.3 I gas di assistenza

I gas che si utilizzano con il processo MIG sono l'*argon*, l'*elio* o loro miscele

L'*argon* (simbolo chimico Ar) è estratto dall'atmosfera e, normalmente, è utilizzato puro al 99,99%. Il suo peso specifico è maggiore di quello dell'aria pertanto, durante la saldatura, tende a rimanere vicino al cordone, assicurando una migliore copertura rispetto all'*elio*. Il fatto che abbia una energia di ionizzazione più bassa dell'*elio* permette di avere, a parità di altri parametri, una bassa tensione d'arco, un arco più stabile e un suo più facile innesco. Il peso atomico elevato lo rende più adatto all'allontanamento degli ossidi in modalità c.c.p.i.

anche per le leghe leggere e di magnesio. La parte centrale del fuso d'arco si mantiene a temperature elevate, per la sua bassa conduttività termica, così che il metallo si mantiene più fluido durante il trasferimento e il cordone assume la tipica forma "a dito".

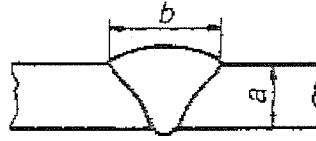


Figura 1.21 - Schematizzazione della forma "a dito"

Difficilmente si verificano sue inclusioni nel bagno di fusione poiché presenta una bassissima solubilità nei metalli.

L'elio (simbolo He) ha un peso specifico più basso dell'aria pertanto tende ad allontanarsi dal cordone, con conseguente diminuzione del grado di protezione ed aumento dei costi dovuto al dover utilizzare una maggiore portata di gas rispetto all'argon per garantire la stessa protezione; inoltre, la sua energia di ionizzazione è più alta, da cui deriva una minore stabilità dell'arco elettrico, ma anche un maggior sviluppo di calore che consente di ottenere maggiori velocità di avanzamento senza l'insorgere di incisioni marginali, dato che il bagno di fusione tende ad allargarsi. Siccome l'apporto termico specifico risulta più elevato, l'elio è da preferire nella saldatura di metalli ad elevato coefficiente di conducibilità termica, quale l'alluminio.

Qualora fossero necessarie delle caratteristiche di protezione intermedie tra i due gas si ricorre alle miscele Ar-He (con eventuale aggiunta di altri elementi); si ottiene così una stabilità maggiore dell'arco rispetto all'elio puro, rendimenti termici migliori, velocità e penetrazioni maggiori, se confrontati con l'argon puro. Per la saldatura MIG si impiegano, normalmente, miscele Ar/He in proporzione 25/75% o 30/70%.

1.4.2.4 I fili d'apporto

I fili da impiegarsi come metallo d'apporto devono presentare una superficie regolare ed essere esenti da impurità superficiali per consentire una velocità di svolgimento regolare e un contatto costante con le *contacts tip*; inoltre, devono essere avvolte in maniera tale da evitare il più possibile l'effetto elica che indurrebbe delle ondulazioni, durante l'uscita dalla pistola, rendendo instabile l'arco.

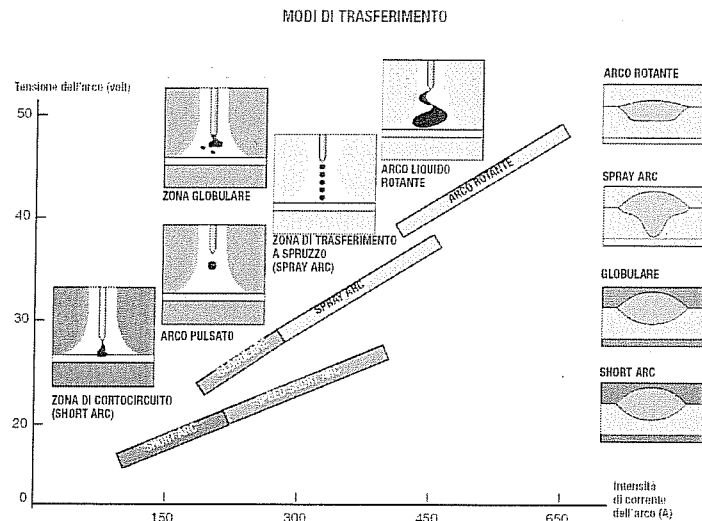
I fili, se cavi e al loro interno sono presenti sostanze flussanti, sono detti animati e migliorano l'allontanamento dell'ossido, possono assicurare maggiori volumi di metallo depositato, maggiore penetrazione e arco più stabile.

1.4.2.5 Le modalità di trasferimento del metallo d'apporto

Il trasferimento del metallo d'apporto al cordone avviene per mezzo di gocce più o meno piccole che si staccano dal filo. A secondo della regolazione della corrente e della tensione distinguiamo le seguenti modalità di trasferimento:

- **corto circuito (*short arc*).** Quando l'alimentazione è tale da non far scoccare l'arco ed il filo tocca il pezzo, passano nel filo delle forti correnti elettriche. Per effetto Joule l'estremità fonde e le gocce, di grandi dimensioni, vengono trasferite al pezzo. Questa modalità normalmente è utilizzata nella prima passata di riempimento.
- **spray arc.** Si ottiene lavorando con tensione di alimentazione superiore a 20÷25 V. Le correnti indotte sono tali da innescare e mantenere l'arco sempre attivo ed il valore minimo della corrente che permette di avere questo tipo di trasferimento si chiama "corrente di transizione spray" (il cosiddetto *threshold limit value*, TLV). In questa modalità si ha una continua fusione del materiale d'apporto e formazione di gocce di piccole dimensioni, che vengono di continuo trasferite al pezzo da saldare per effetto delle forze elettromagnetiche presenti.
- **trasferimento globulare.** Il trasferimento globulare si ottiene quando il metallo è trasferito tramite gocce di dimensioni grosse e con frequenza di trasferimento più bassa rispetto alla modalità spray. Questa modalità, indesiderata, si ottiene quando il livello di alimentazione dell'arco è insufficiente a sviluppare adeguate forze elettromagnetiche capaci di spingere le gocce verso il metallo base. In queste condizioni si producono elevati *sputtering* ed un controllo scarso dell'arco.
- **arco pulsato (*pulsed arc*).** Questa modalità si caratterizza dall'impiego di correnti pulsate. La corrente è stabilizzata ad un valore di mantenimento tale da fondere il metallo d'apporto senza, però, spingerlo verso il pezzo e periodicamente le correnti vengono innalzate per dar luogo al trasferimento delle gocce di materiale fuso. In questo caso le gocce possono essere controllate in termini di dimensione e frequenza con cui raggiungono il MB.
- **arco rotante.** Nei generatori più potenti, utilizzati principalmente in sistemi di saldatura automatica, che impiegano correnti di saldatura elevate ed elio come gas di assistenza, si può talvolta assistere all'innescò di un processo di saldatura ad arco rotante che permette una minore capacità di penetrazione ed un maggiore deposito di materiale.

La modalità di alimentazione può essere in corrente continua a polarità inversa (c.c.p.i.), a correnti pulsate, ottenute sovrapponendo onde di varia forma su una tensione base, oppure in c.a.



1.4.2.6 Il generatore

Per garantire una buona autostabilità dell'arco è necessario che la caratteristica del generatore sia piana, in modo da fornire un ampio *range* di correnti ad un dato livello di tensione. Nei primi generatori l'unico comando che era presente è quello della velocità di avanzamento del filo a cui corrisponde un'auto impostazione, entro i limiti del generatore, della corrente di saldatura; infatti, nella saldatura MIG/MAG il filo viene fuso per effetto Joule e, assegnata la tensione, è necessario aumentare la corrente per fondere una maggiore quantità di filo con l'aumentare della velocità. L'autostabilità si riduce con l'aumentare del diametro del filo, quindi è raro l'impiego di fili d'apporto con diametro maggiore di 2,4 mm con la tecnologia MIG; superato il valore di 3,2 mm di diametro si passa alla saldatura ad arco sommerso (SAW *Submerged Arc Welding*), dove la stabilità del processo è controllata in modo automatico.

1.4.3 La saldatura TIG

1.4.3.1 Generalità

La sigla TIG indica *Tungsten Inert Gas* o GTAW (*Gas Tungsten Arc Welding*) nella denominazione americana; consiste nell'utilizzare un elettrodo infusibile di tungsteno, che quindi non partecipa alla formazione del cordone, e un gas inerte, per la protezione del bagno di fusione e dell'elettrodo stesso poi-

ché, trovandosi ad alta temperatura, il contatto con l'aria lo contaminaerebbe compromettendo le sue caratteristiche di emissione termoionica. L'eventuale metallo d'apporto si trova sotto forma di bacchette, solo nelle applicazioni manuali, o fili.

L'attrezzatura è costituita da un generatore elettrico, da una torcia con il relativo elettrodo, dall'impianto di distribuzione del gas di protezione e dalla guaina che contiene il cavo elettrico di connessione della torcia al generatore, il tubo di adduzione del gas di assistenza ed eventualmente i tubi di circolazione dell'acqua di raffreddamento della torcia; è inoltre presente un circuito economizzatore che provvede a comandare la valvola del gas (per ridurne i consumi) e con la possibilità eventuale di regolare l'anticipo apertura e il ritardo chiusura, rispetto alla presenza dell'arco, in modo da salvaguardare l'elettrodo di tungsteno dalla contaminazione.

Per l'innesco dell'arco, nelle macchine più complete, si ricorre all'innesco tramite un arco pilota, innescato da una scintilla ad elevata frequenza e bassa potenza che crea le condizioni di ionizzazione necessarie a innescare e mantenere l'arco acceso; in alternativa, con macchine più economiche, l'innesco dell'arco si ottiene ravvicinando molto l'elettrodo al pezzo, detta tecnica dello strisciamento locale, con tutti i limiti che ne conseguono che qui non approfondiamo.

1.4.3.2 Le correnti

L'alimentazione è usualmente in corrente continua a *polarità diretta* (polo negativo sull'elettrodo). In questa modalità quasi il 70% del calore sviluppato si concentra sul pezzo, favorendo la formazione di un bagno di fusione profondo e stretto, velocità di avanzamento elevate e minori distorsioni e variazioni metallurgiche nel metallo base. Con questa modalità di alimentazione anche con elettrodi di piccola dimensione si riduce la temperatura massima raggiunta dall'elettrodo, se ne aumenta la durata, si riducono le contaminazioni da tungsteno e si riducono gli intervalli di molatura. La molatura è necessaria per dare la giusta forma all'elettrodo poiché per permettere un innesco semplificato, una buona stabilità dell'arco ed una maggiore concentrazione del calore, la forma della punta deve essere conica con angolo di apertura di circa 25°.

La polarità diretta non si presta per la saldatura di quei metalli i cui ossidi presentano un elevato punto di fusione, come le leghe di alluminio, poiché la bassa massa degli elettroni, per quanto accelerati dalle differenza di potenziale, non gli permette di avere l'energia necessaria a rompere la patina d'ossido presente sulle superfici dei pezzi. Per questi metalli si preferisce utilizzare la *polarità inversa*, nella quale sono gli ioni del gas di assistenza, che hanno massa notevolmente maggiore degli elettroni, ad essere spinti verso l'ossido protettivo riu-

scendo ad eliminarlo, effettuando quello che è chiamato effetto *sabbatura ionica*.

Il calore trasferito al pezzo, però, rappresenta appena il 30% di quello sviluppato dall'arco elettrico ed è elevato il rischio di inclusioni da tungsteno. La punta dell'elettrodo, la quale anche nell'attuale configurazione deve essere conica, tende verso la forma semisferica ed aumenta il rischio di inclusioni di tungsteno. Le correnti risultano essere più alte e gli elettrodi di solito presentano un diametro almeno 3-4 volte maggiore. Questa modalità è impiegata principalmente nei paesi anglosassoni, mentre nei paesi europei è molto spesso sostituita dalla modalità in c.a., che permette di distribuire il calore in egual misura tra pezzo ed elettrodo e impiegare correnti di saldatura inferiori che allungano la vita degli elettrodi.

1.4.3.3 I generatori

I generatori per la saldatura TIG hanno caratteristica fortemente discendente, se non verticale, poiché in questo modo si riesce a saldare a corrente pressoché costante con deposito uniforme del materiale, anche nella tecnica manuale dove è difficile mantenere l'arco sempre della stessa lunghezza.

1.4.3.4 I gas di protezione

Per i gas di protezione quello più utilizzato è l'argon che permette una maggiore stabilità dell'arco, ma, per particolari applicazioni automatiche, può essere valutata la miscela di gas Argon-Elio. In ogni caso devono essere gas inerti in modo da proteggere, oltre che il bagno di fusione, anche l'elettrodo di tungsteno.

1.5 La saldatura LASER

1.5.1 Generalità

Nella saldatura LASER si utilizza come sorgente termica un raggio di "luce" con particolari caratteristiche, detto appunto fascio o raggio LASER, focalizzato in una zona molto ristretta, detta *spot*. La peculiarità di questa tecnica è l'aver a disposizione densità di potenza (ossia potenza termiche per unità di area) almeno di un ordine di grandezza superiore rispetto alle saldature ad arco. Infatti, si tratta di potenze dell'ordine di 10^5 - 10^7 W/cm² contro i 10^3 - 10^4 W/cm² delle tecnologie ad arco tradizionali. Con potenze specifiche fino a 10^3 W/cm² il metallo base fonde e si effettua la saldatura per conduzione, con potenze specifiche maggiori, come quelle che si hanno con il LASER, il metallo evapora quasi istantaneamente e la saldatura si effettua in regime detto di *keyhole*, chiamato così dalla forma che assume il metallo durante la saldatura che ricorda il buco della serratura. Il calore è trasferito dal *keyhole*, che in prima approssimazione si

può considerare a forma cilindrica, alla porzione di materiale circostante, con forma della sezione del cordone che ne risulta praticamente rettangolare e con fattori di forma fino a 10:1¹. Il calore fornito è quasi quello strettamente necessario alla fusione del cordone e la ZTA risulta molto piccola, se confrontata con i processi ad arco. Il limitato apporto termico garantisce che le distorsioni siano molto limitate, ma contemporaneamente introduce delle severità nel ciclo termico del cordone e della ZTA con tutte le problematiche indicate nel paragrafo 1.3.

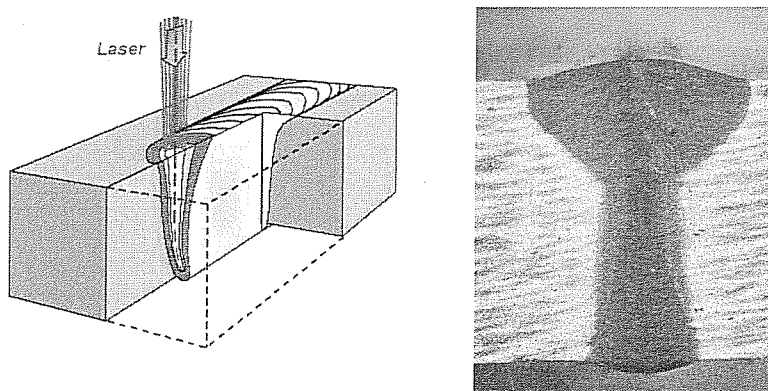


Figura 1.23 - Schema del *keyhole* e sezione macrografica di un giunto saldato LASER - *keyhole* su iniconel 625

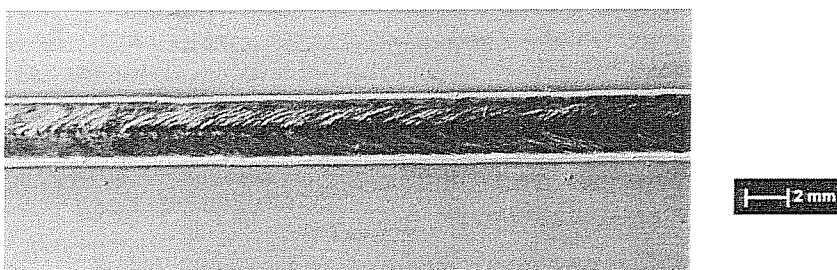


Figura 1.24 - Aspetto superficiale di un cordone con saldatura a *keyhole*

In genere, la velocità di saldatura è molto più elevata rispetto alla tipologia ad arco e la metallurgia del cordone è migliorabile ricorrendo al metallo d'apporto, che però introduce alcune difficoltà per l'esecuzione della saldatura dato che potrebbero verificarsi degli effetti di riflessione indesiderati del fascio² sul filo che potrebbero far collassare il *keyhole*.

¹ Saldatura *single pass* per spessori di acciaio inossidabile fino a 25 mm, con velocità di 1 m/min.

² In alcuni casi, come per la saldatura di leghe di alluminio altamente riflettenti, si utilizzano materiali d'apporto che assorbono bene la radiazione LASER e si fa in mo-

1.5.2 I componenti principali

La parola LASER è acronimo di *Light Amplification by Stimulated Emission of Radiation* (Amplificazione della luce da emissione stimolata di radiazione). Senza descrivere quali siano i principi fisici alla base del LASER, brevemente accenniamo che esso è costituito da:

- **mezzo attivo.** È il luogo dove avvengono le emissioni di radiazione che, opportunamente amplificate, daranno vita al fascio LASER. Per le applicazioni industriali i più diffusi sono a gas CO₂ o a stato solido (cristalli Nd:YAG, fibre drogate con Yb);
- **cavità di risonanza.** È il luogo dove il mezzo attivo “rilascia” la radiazione elettromagnetica e qui amplificata. L’effetto di amplificazione è ottenuto ricorrendo a due specchi, il primo totalmente e il secondo parzialmente riflettente disposti l’uno di fronte all’altro; la radiazione prodotta nella cavità si riflette più volte su questi specchi attraversando il mezzo attivo dove contribuisce a sviluppare ulteriore radiazione elettromagnetica, sfruttando il fenomeno della risonanza. Dallo specchio parzialmente riflettente si “raccolge” la radiazione LASER che è trasportata sul pezzo;
- **sistema di pompaggio.** È quel sistema che dà vita alle emissioni elettromagnetiche. In genere, nei mezzi attivi a gas questo compito è assolto da delle scariche elettriche, mentre in quelli a stato solido è svolto da lampade o da diodi;
- **sistema di trasporto.** Sono i mezzi che si adoperano per far giungere il raggio LASER sui pezzi. A seconda della lunghezza d’onda del LASER, che vale 10600 nm per i LASER a CO₂ e 1060 nm per quelli a stato solido, si impiegano degli specchi metallici (LASER CO₂) o delle fibre ottiche (LASER a stato solido).
- **sistema di focalizzazione.** Sono delle lenti (per Nd:YAG e LASER in fibra) o degli specchi parabolici (CO₂) che consentono di focalizzare il fascio in un’area molto ristretta (lo *spot*);
- **sistema di movimentazione.** È il sistema, controllato numericamente, che si occupa del movimento preciso della testa di focalizzazione. Questo componente è un ulteriore ostacolo alla diffusione di massa dei LASER di potenza poiché aumenta sensibilmente il costo d’impianto, dovendo garantire spostamenti precisi al di sotto del decimo di mm.

do che il fascio vada ad impattare sul filo d’apporto, che assorbe la sufficiente aliquota di calore per l’innesco il *keyhole*.

1.5.3 Le caratteristiche della radiazione LASER

La radiazione è sostanzialmente “luce” nello spettro dell’infrarosso pertanto non visibile ad occhio nudo. Le caratteristiche che le consentono di “trasferire potenza”, sono:

- **monocromaticità.** I fotoni costituenti la radiazione hanno tutti stessa frequenza;
- **coerenza.** I fotoni sono tutti in fase tra loro;
- **unidirezionalità.** Il fascio presenta una divergenza molto piccola, tanto da poter ritenere che i fotoni viaggino parallelamente;

A secondo della lunghezza d’onda della radiazione LASER emessa, si hanno problemi di sicurezza diversi per l’installazione dei LASER. Infatti, per i LASER Nd:YAG vanno previste opportune protezioni all’area di lavoro, normalmente in alluminio, per evitare che eventuali riflessioni possano colpire accidentalmente il personale e provocargli seri danni, in particolare agli occhi poiché il cristallino riesce a convogliare il fascio sulla retina. Per i LASER a CO₂, invece, la protezione può essere anche in plexiglass trasparente poiché non riesce ad attraversare i materiali normalmente trasparenti alla luce visibile. In ogni caso vanno sempre utilizzati dispositivi di protezione individuali (per maggiori approfondimenti rimanda alla specifica normativa UNI EN 12254:2008; UNI EN 12626:1998; UNI EN 207:2004).

1.5.4 Le modalità di trasferimento del calore

Nella pratica operativa si possono avere due modalità di saldatura, quella per *conduzione*, in cui le densità di potenza non sono molto elevate, e quella a *keyhole* o *profonda penetrazione*. La prima è più indicata per spessori sottili, presenta un fattore di forma³ circa 1 e la modalità di trasferimento del calore nel giunto avviene per conduzione.

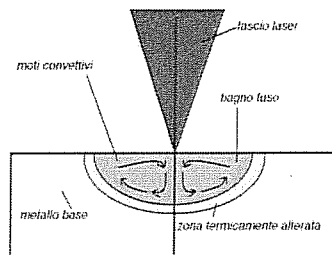


Figura 1.25 - Schematizzazione della saldatura per conduzione

³ Si ricorda che è stato definito come rapporto tra la larghezza massima del cordone e la massima penetrazione

L'altra modalità si caratterizza da presentare un rapporto di forma più piccolo di 1 (fino a 1:20). Come noto, l'assorbimento della radiazione LASER dipende dalla temperatura della superficie su cui il fascio impatta e, a temperatura ambiente, per l'alluminio vale circa il 5-10%⁴. Quando il metallo è investito dal fascio LASER, fortemente focalizzato, evapora quasi istantaneamente e l'assorbimento arriva fino al 80% poiché i vapori metallici assorbono la radiazione LASER (che si trova nello spettro del vicino infrarosso) e la ri-emettono in un ampio *range* di frequenze, in particolare nell'ultravioletto, che è ben assorbito dal metallo. I vapori metallici (*plasma plume*) innescano una serie di moti vorticosi che spostano il metallo fuso dalla parte anteriore del fascio (nella direzione di avanzamento) a quella posteriore, donando alla superficie del cordone il tipico aspetto a spina di pesce. Purtroppo, la presenza di questo *plume*, in particolare per i LASER a CO₂, limita fortemente il passaggio del fascio LASER con conseguente limitazione per gli spessori massimi saldabili.

L'emissione del fascio LASER può essere in modalità *pulsata* oppure in modalità *continua*. I LASER pulsati normalmente sono a stato solido e la loro potenza nominale è medio-bassa (normalmente < 1kW). La potenza nel singolo impulso, invece, può essere molto più elevata giungendo fino a centinaia di kW per il tempo dell'impulso. Esistono comunque anche LASER a CO₂ che possono avere funzionamento pulsato, con potenza dell'impulso superiore a 10 kW e frequenza fino ad 1 kHz. Questa modalità è vantaggiosa per avere impulsi di elevata potenza con possibilità di raffreddamento del mezzo attivo adeguato e migliore comportamento del fascio alla presenza del *plasma plume*.

1.5.5 La protezione del bagno di fusione

La saldatura normalmente si effettua in ambiente libero, pertanto si devono utilizzare degli accorgimenti per proteggere il bagno di fusione. Si impiegano gas inerti, quale argon, elio o azoto, che effluiscono da ugelli posizionati nelle prossimità del bagno; inoltre, devono garantire la protezione anche durante il raffreddamento al di sotto delle temperature critiche.

Va osservato che l'argon ha capacità protettive maggiori rispetto all'elio, come osservato per la saldatura ad arco (paragrafo 1.4.2), ma, nel caso del LASER CO₂; la bassa energia di ionizzazione dell'argon è fonte di ulteriore generazione del *plasma plume* che ostacola il passaggio del fascio fino al pezzo. Per tali ragioni spesso si preferisce utilizzare l'elio, l'azoto, la CO₂ o loro miscele.

⁴ Valore di riferimento per alluminio e laser a CO₂

Nel caso di saldatura di materiali fortemente reattivi, quali il titanio con l'ossigeno la cui ossidazione produce un forte infragilimento della struttura, si utilizzano particolari attrezzature di protezione in ambiente aperto. Nel caso di piccoli pezzi su può ricorrere a camere di protezione riempite di gas inerte o anche in camere sotto vuoto, con tutte le problematiche legate ai tempi di attrezzaggio.

1.5.6 Caratteristiche della saldatura

La saldatura normalmente non richiede la cianfrinatura dei lembi, che si esegue ad Y nel caso di spessori elevati (> 5mm) mediante un'incisione a V di pochi mm. La problematica principale consiste nel dovere garantire piccoli *gap* tra i lembi (è ammesso *gap* da qualche decimo di mm fino a 0,5 mm, generalmente si considera accettabile se inferiore al 2% dello spessore) e nel dover garantire una traiettoria perfettamente allineata.

Si riporta una tabella che riassume le caratteristiche della saldatura LASER.

Aspetto	Valutazione
Velocità/Produttività	Elevata
Modalità di trasferimento calore	Vaporizzazione/conduzione
Geometria del cordone	Stretto e profondo
Deformazioni dei pezzi	Limitate
Estensione ZTA	Limitata
Tolleranza al <i>gap</i>	Molto limitata
Preparazione superfici/lembi	Accurata
Tolleranza ai disallineamenti	Molto Limitata
Possibilità di migliorare la metallurgia dei giunti	Solo con metallo d'apporto
Sviluppo di <i>plasma plume</i>	Limiti nell'utilizzo dell'argon

Tabella 1.2 - Tabella riassuntiva delle caratteristiche della saldatura LASER

1.6 La saldatura ibrida

Lo studio della saldatura ibrida LASER-arco è stata effettuata per la prima volta presso l'Imperial College di Londra verso la fine degli anni settanta, ma solo la riduzione dei costi delle sorgenti LASER, e la conseguente convenienza nell'utilizzo di questa tecnologia a livello industriale, si sono eseguiti studi sempre più mirati ed accurati su questo tema.

La tecnica ibrida, ottenuta dall'accoppiamento di una sorgente LASER con una ad arco tradizionale, consente di migliorare e superare i limiti della saldatura LASER pura.

La saldatura ibrida consiste nell'accoppiare due sorgenti termiche differenti, di cui normalmente una è un LASER (CO_2 , Nd:YAG, Laser in fibra), per farle lavorare in sinergia; la Figura 1.26 riporta concettualmente il funzionamento.

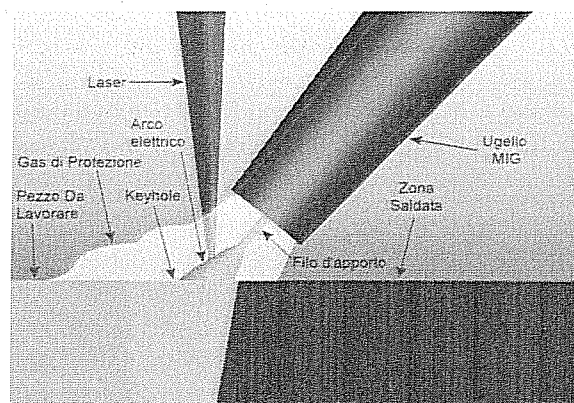


Figura 1.26 - Schema concettuale della saldatura ibrida

La saldatura LASER autogena presenta vantaggi importanti individuabili, principalmente, nell'elevata velocità di saldatura, ZTA molto ristretta se paragonata alla tecnica ad arco, coefficiente di forma⁵ molto maggiore di 1, profondità di penetrazione di molto superiore a quella ottenuta con processi ad arco elettrico; di contro i tipici problemi e limitazioni della saldatura LASER sono individuabili, oltre che nell'alto costo del sistema LASER-CNC di movimentazione, in:

- tolleranza al *gap bridging* molto bassa, che comporta la necessità di preparare accuratamente i lembi;
- bassa tolleranza del processo al disallineamento dei lembi;
- necessità di avere adeguate attrezzature di clamping appositamente progettate;
- gradienti termici nella ZTA e nel cordone molto severi, con conseguente formazione di microstrutture fragili ed a scarsa resistenza agli urti (tenacità), incrementi degli intervalli di temperatura per la solidificazione al non equilibrio che aumentano la suscettibilità alla cricatura a caldo;
- il processo di solidificazione rapido incrementa la possibilità dell'intrappolamento di gas con conseguente rischio di porosità;

⁵ Rapporto tra la profondità di penetrazione e la larghezza massima del cordone. Genericamente per le tecniche ad arco è circa 1.

- con potenze inferiori a 2 kW si possono manifestare difficoltà o impossibilità nella saldatura di materiali altamente riflettenti, quali rame ed alluminio.

La saldatura ad arco tradizionale, generalizzando per le varie tecniche, presenta il vantaggio di essere ben tollerante alla presenza e alle variazioni di *gap*, i cicli termici indotti al materiale sono meno severi, da cui discende una buona metallurgia del cordone anche se ciò aumenta la ZTA. Un altro vantaggio per queste tecniche è la possibilità di utilizzare materiale d'apporto (in genere sotto forma di fili metallici) più facilmente rispetto alla saldatura LASER, in modo da migliorare la qualità del cordone e colmare il *gap* tra i pezzi.

L'associazione delle due sorgenti, consente di conservare alcuni aspetti positivi della tecnica LASER autogena, individuabili principalmente in una ZTA ridotta, rapporto di forma del cordone maggiore di 1, aumento della velocità di saldatura, aumento della profondità di penetrazione⁶, riduzione degli stress termici (se confrontati con quelli del solo LASER), tolleranza al *gap* e ai disallineamenti, facilità di innesco dell'arco, aumento della stabilità dell'arco, anche se aumentano le difficoltà di esecuzione e il numero di parametri da gestire e controllare.

In questa tipologia di saldatura il LASER è normalmente indicato come sorgente primaria, mentre l'altra è indicata come secondaria. La classificazione di queste tecniche è fatta sia in base alla natura delle sorgenti, sia in base alla disposizione delle sorgenti.

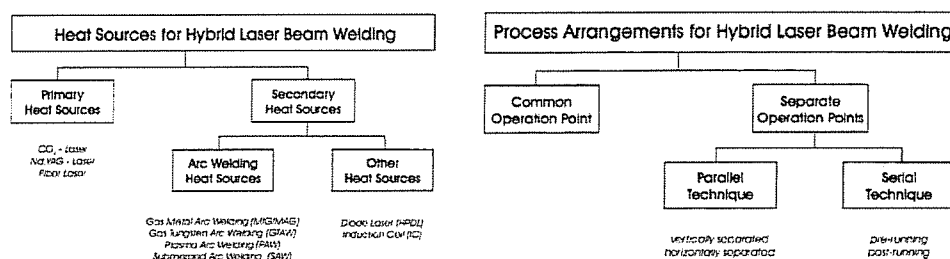


Figura 1.27 - Schema riassuntivo delle caratteristiche/problematiche della tecnica ibrida

Se durante il processo la zona di azione delle due sorgenti è la stessa parliamo di processo a “Punto Comune” o “Saldatura Ibrida”, altrimenti a “Punto Separato” o “Saldatura Combinata”; in quest'ultimo caso distinguiamo le tec-

⁶ Alcuni studi mostrano che a parità di velocità di saldatura la penetrazione ottenuta con processo ibrido è uguale, e in alcuni casi maggiore, alla somma delle profondità di penetrazione delle singole sorgenti

niche seriali (quando sullo stesso punto del cordone passano prima l'una e poi l'altra) e parallele (quando le due sorgenti sono disposte a 90° rispetto alla direzione del cordone).

1.6.1 Il processo ibrido

Nella saldatura ibrida l'arco crea sulla superficie del pezzo una pozza di materiale fuso, dalla caratteristica forma a "coppa", che migliora l'interazione tra LASER e materiale, che come noto, è direttamente correlata alla temperatura del materiale. In particolare i risultati più performanti si hanno quando l'impatto del LASER con il pezzo avviene appena al di fuori dell'arco elettrico, dato che è massimo l'effetto di preriscaldamento.

Anche il comportamento dell'arco elettrico beneficia fortemente della presenza del fascio LASER; durante la saldatura l'arco è maggiormente stabilizzato dalle emissioni termoioniche provenienti dalla superficie del pezzo. All'aumentare della velocità di saldatura il calore dell'arco è insufficiente a mantenere un appropriato livello di emissione e l'arco può diventare instabile. La presenza del fascio LASER induce la formazione di plasma ed aumenta l'emissione termoionica nella zona di interazione pezzo-LASER; l'arco elettrico è attratto in questo punto, dal quale si sprigiona un *plume* di vapori elettricamente caricati che stabilizzano l'arco in termini di voltaggio e lo confinano ad una zona più ristretta, rispetto al caso senza LASER; questo effetto provoca un aumento dell'energia specifica dell'arco e una maggiore capacità di fusione e penetrazione nel materiale (comportamento dell'arco tipico del processo ibrido). Esperimenti realizzati per osservare questi aspetti hanno mostrato che tali benefici si verificano anche con potenze LASER di poche centinaia di Watt.

I giunti realizzati in configurazione ibrida sono facilmente riconoscibili in sezione, poiché presentano una geometria qualitativamente simile ai giunti LASER, con pareti parallele o quasi, e ZTA di ampiezza limitata. La Figura 1.28 mostra quanto appena descritto.

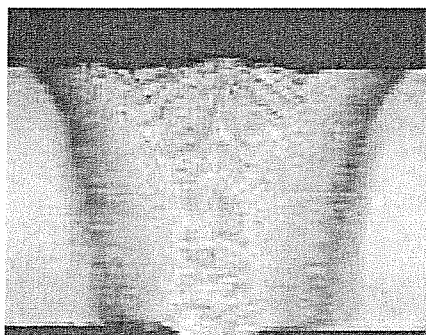


Figura 1.28 - Morfologia tipica di una saldatura ibrida

1.6.2 Processo combinato

Il processo combinato, così come quello ibrido, si ottiene impiegando sorgenti LASER con sorgenti TIG, MIG, MAG e al plasma. Il processo prevede l'applicazione delle due sorgenti in zone adiacenti con distanza fra lo *spot* LASER e l'elettrodo dipendente dal materiale e dagli spessori da saldare, ma che in genere è variabile da circa 4 mm e fino a 15 mm. Nonostante i processi non agiscano contemporaneamente sulla stessa area, il materiale è comunque soggetto ad una sorta di preriscaldamento che migliora l'assorbimento dell'energia proveniente dal LASER e dall'arco e stabilizza entrambi i processi.

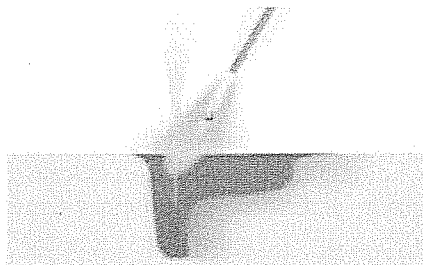


Figura 1.29 - Schema della saldatura ibrida combinata

Il principale vantaggio della saldatura in configurazione combinata è rilevabile nella giunzione di leghe ferrose suscettibili di cricatura da raffreddamento; il passaggio della sorgente ad arco riduce la durezza del cordone del processo LASER e la tendenza alla cricatura.

La configurazione delle due sorgenti rende problematica la saldatura di tratti non rettilinei e anche in questo caso i vantaggi elencati per la configurazione ibrida sono comunque riscontrabili per questa configurazione, anche se in misura inferiore. L'aspetto tipico dei giunti combinati si riconosce facilmente da una macrografia della sezione, in quanto sono distinguibili chiaramente l'azione del LASER e quella dell'arco elettrico, apparendo sovrapposte.

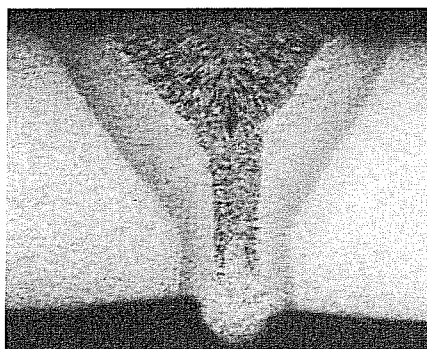


Figura 1.30. Morfologia tipica di un giunto saldato in configurazione combinata.

1.6.3 Parametri che influenzano la saldatura ibrida

La saldatura ibrida, pur introducendo miglioramenti rispetto alla saldatura LASER, si porta dietro una maggiore complessità di gestione ed utilizzo, poiché durante il suo funzionamento vanno considerati i fattori che caratterizzano la saldatura LASER, quelli della saldatura ad arco ma, soprattutto, la combinazione di una serie di variabili legate all'accoppiamento delle sorgenti. Le considerazioni principali da fare, per una corretta saldatura ibrida, sono la scelta della sorgente secondaria, la posizione relativa, le attrezzature di integrazione, gli effetti mutui dovuti alla presenza contemporanea di due sorgenti, l'ordine di avanzamento delle sorgenti, il tipo di gas di assistenza.

1.6.3.1 La sorgente primaria

Come già detto, la sorgente primaria è il LASER, che si caratterizza da essere abbastanza costoso e necessita di un sistema di movimentazione a controllo numerico. La scelta della sorgente primaria, di fatto importante solo nel caso di programmazione di un nuovo acquisto, si effettua in base al costo della sorgente, del CNC e in base alle applicazioni previste. La differenza principale di comportamento tra le varie sorgenti risiede soprattutto nella lunghezza d'onda della radiazione (quindi sorgente a CO₂ o a stato solido) in base alla quale si deve porre attenzione nella successiva fase di scelta del gas di assistenza; nel caso di sorgente a CO₂, per esempio, si deve tenere conto dei maggiori fenomeni di schermatura plasmatica a cui è soggetta.

1.6.3.2 La sorgente secondaria

Con il tempo si sono sviluppate tecniche di saldature ibrida che prevedono l'utilizzo, come sorgente secondaria, di sorgenti TIG, MIG/MAG e plasma.

L'impiego di sorgenti TIG è ideale per piccoli spessori, può impiegare correnti alternate che aiutano ad allontanare gli strati di ossido il che migliora la qualità complessiva della saldatura. Per innescare l'arco elettrico nel TIG si utilizzano correnti alternate ad alta frequenza, che potrebbero interferire con i sistemi di controllo dei CNC che devono essere ben schermati.

L'impiego di sorgenti al plasma dà buoni risultati per spessori sottili; ha il vantaggio di avere un innesco del processo facile, pur necessitando di un avvio con correnti elevate, e risulta molto stabile.

Quando si devono saldare spessori superiori a 3-4 mm, la migliore scelta è quella di ricorrere alla sorgente MIG; questa sorgente ha una capacità maggiore a colmare i *gap*, rispetto alle due precedenti, poiché fa sempre uso del metallo di apporto. Purtroppo questo è allo stesso tempo un vantaggio, per quanto appena detto, ma anche uno svantaggio poiché richiede un posizionamento preciso

del filo rispetto al LASER, soprattutto per la saldatura di metalli molto riflettenti.

1.6.3.3 *Le correnti*

Nella saldatura LASER ibrida con LASER CO₂ e sorgente TIG, l'impiego di corrente continua, rispetto all'alternata, migliora l'assorbimento del LASER da parte del materiale e aumenta la densità di energia trasferita e la vita dell'elettrodo. L'impiego di corrente alternata ha il grande vantaggio di migliorare l'asportazione dello strato di ossido superficiale presente, aspetto molto utile nella saldatura di leghe di alluminio.

Impiegando una sorgente MIG (e LASER CO₂) le correnti costanti producono forti *sputtering*. La letteratura riporta di un particolare processo di saldatura ibrida che riduce questo inconveniente ricorrendo al trasferimento del metallo d'apporto in "corto circuito"; tuttavia, ad elevate velocità di processo è difficile da mantenere. Per la saldatura dell'alluminio e delle sue leghe si possono utilizzare correnti pulsate che hanno il vantaggio di favorire l'allontanamento di parte dello strato di allumina presente sulle superfici; purtroppo, è necessario impiegare elio come gas di protezione, per garantire la sufficiente azione di soppressione del plasma ed evitare il fenomeno della schermatura plasmatica del LASER, ciò a scapito della stabilità dell'arco elettrico e della protezione del bagno fuso, rispetto all'impiego dell'argon.

1.6.3.4 *L'ordine delle sorgenti*

Nella saldatura ibrida seriale l'ordine con cui si susseguono le sorgenti è essenziale per ottenere una saldatura di qualità. Nel caso di acciaio e leghe di alluminio la sorgente secondaria segue la primaria per ottenere il massimo effetto di penetrazione. L'ordine inverso è adoperato, soprattutto, nella saldatura delle leghe di rame, in cui l'arco elettrico fa una sorta di preriscaldamento.

1.6.3.5 *Distanza relativa tra le sorgenti*

Questo fattore è forse quello più importante da tenere sotto controllo durante la saldatura ibrida; detta distanza dà i migliori risultati quando l'arco è poco al di fuori della zona di impatto del LASER, con valore numerico dipendente principalmente dal materiale e dal rapporto tra le potenze erogate dalle sorgenti.

La letteratura riporta che, nella saldatura LASER Nd:YAG-TIG e con TIG a precedere, la massima penetrazione si ha con distanze fra le sorgenti intorno ai 5 mm. La disposizione delle sorgenti con ordine inverso dà i migliori effetti per distanze di circa 1 mm e la penetrazione risulta molto debole dopo i 5 mm. In genere la distanza tra le sorgenti varia tra 1 mm e 3 mm.

1.6.3.6 Tipo di gas di assistenza

Nei normali processi di saldatura ad arco si impiega argon quale gas di copertura, che si può continuare ad utilizzare nel caso di saldatura ibrida con LASER Nd:YAG, poiché risente molto poco degli effetti dell'azione schermante del *plume* che si sviluppa. Al contrario, la radiazione LASER CO₂ è molto sensibile a tale effetto e l'impiego dell'argon è sconsigliabile, poiché presenta un'elevata formazione di gas ionizzato per via della sua bassa energia di ionizzazione. Si preferisce utilizzare elio o sue miscele, con percentuali di elio superiori al 30% per potenze del LASER fino a 3kW⁷, che presentano costi di esercizio più alti delle miscele a base di Argon, ma che riducono notevolmente questo inconveniente; è riportato in letteratura l'impiego di sorgenti MIG e miscele He-Ar con percentuali di elio fino al 50%. L'impiego di piccole quantità di ossigeno (percentuali minori al 5%), possibile con alcuni tipi di lega, rende il processo in *spary-arc* più stabile e riduce la formazione di *sputtering*.

L'elio, essendo più leggero dell'aria, tende ad allontanarsi dalla superficie del pezzo in lavorazione con tendenza a proteggere meno il bagno fuso, per cui si deve erogare una quantità di gas maggiore rispetto al caso dell'argon.

1.7 Bibliografia

1. *Porosity, Underfill and Magnesium Loss during Continuous Wave Nd:YAG Laser Welding of Thin Plates of Aluminum Alloys 5182 and 5754.* **M. Pastor, H. Zhao, R. P. Martukanitz and T. Debroy.** Giugno 1999, *Welding Journal - Welding Research Supplement*, p. 207s-216s.
2. *Development of Laser-arc Hybrid Welding.* **Moriaki Ono, Yukio Shinbo, Akihide Yoshitake and Masanori Ohmura.** N° 86, 2002, *NKK Technical Review*.
3. *Hybrid laser beam welding - Classification, characteristics, and applications.* **A. Mahrlea, E. Beyer.** N°3, Agosto 2006, *Journal of laser applications*, Vol. 18.
4. *Laser induced stabilisation of the welding arc.* **B.Hu, G. den Ouden.** N°1, 2005, *Science and Technology of Welding and Joining*, Vol. 10, p. 76-81.
5. *Hybrid laser-TIG welding, laser beam welding and gas tungsten arc welding of AZ31B magnesium alloy.* **Liu Liming, Wang Jifeng, Song Gang.** N° 381, 2004, *Materials Science and Engineering A*, p. 129-133.
6. *New approach to improve the laser welding process of aluminum by using an external electrical current.* **R. S. Xiao, G. Ambrosy, T. C. Zuo, H. Hugel.** N° 20, 2001, *Journal of Materials Science Letters*, p. 2163-2165.

⁷ La letteratura non riportata dati chiari per impieghi di potenza superiore ai 3kW. Da esperienza diretta si è riscontrato che con potenze superiori a 5kW la percentuale di He deve essere maggiore del 70%.

7. *Pore Formation during Laser Beam Welding of Die-Cast Magnesium Alloy AM60B - Mechanism and Remedy.* **H. Zhao, T. Debroy.** agosto 2001, *Welding Research Supplement*, p. 204-210.
8. *Pore formation during hybrid laser-tungsten inert gas arc welding of magnesium alloy AZ31B - mechanism and remedy.* **L. Liu, G. Song, G. Liang, J. Wang.** N° 390, 2005, *Materials Science and Engineering A*, p. 76-80.
9. **C. Watz, T. Seefeld, G. Sepold.** *Process Stability and Design of Seam Geometry during Hybrid Welding.* BIAS-Bremen Institut of Applied Beam Technology.
10. *Reduction of porosity content generated during Nd:YAG laser welding of A356 and AA5083 aluminium alloys.* **A. Haboudoua, P. Peyrea, A.B. Vannes, G. Peix.** 2003, *Materials Science and Engineering A*, Vol. 363, p. 40-52.
11. *Review of laser hybrid welding.* **Claus Bagger, Flemming O. Olsen.** N° 1, febbraio 2005, *Journal of Laser Applications*, Vol. 17.
12. *Plume attenuation under high power Nd:yttrium-aluminum-garnet laser welding.* **J. Gresesa, P. A. Hilton, C. Y. Barlow, W. M. Steen.** N°1, febbraio 2004, *Journal of Laser Applications*, Vol. 16.
13. *Influence of joint geometry and fit-up gaps on hybrid laser-metal active gas (MAG) welding.* **Y. Yao, M. Wouters, J. Powella, K. Nilsson, A. F. H. Kaplanb.** N° 4, novembre 2006, *Journal of Laser Applications*, Vol. 18, p. 283-288.
14. *Effect of wire feed position on laser welding with filler wire.* **A. S. Salminen, V. P. Kujanpaa.** N° 1, febbraio 2004, *Journal of Laser Applications*, Vol. 15.
15. *Effects of gas shielding parameters on weld penetration of CO₂ laser-TIG hybrid welding.* **Ming Gao, Xiaoyan Zeng, Qianwu Hu.** 184, 2007, *Journal of Materials Processing Technology*, p. 177-183.
16. *The influence of shielding gas in hybrid LASER-MIG welding.* **Tani, Giovanni, et al.** 253, s.l. : Elsevier, 2007, *Applied Surface Science*, p. 8050-8053.
17. *The influence of arc transfer mode in hybrid laser-mig welding.* **Campana, G., et al.** 191, 2007, *Journal of Materials Processing Technology*, p. 111-113.
18. *Welding of thick austenitic stainless steel using Nd:yttrium-aluminum-garnet laser with filler wire and hybrid process.* **Tommi Jokinen, Miikka Karhu, Veli Kujanpaa.** N° 4, novembre 2003, *Journal of Laser Applications*, Vol. 15.
19. **Istituto Italiano Della Saldatura, [a cura di].** *Saldatura per fusione 1 - Saldatura per fusione 1 - Procedimenti di saldatura - economia - sicurezza e salute.* s.l. : Hoepli, 1995. p. XIV-338. Vol. 1, *Biblioteca tecnica Hoepli.* ISBN-13: 9788820321789.
20. **Istituto Italiano della Saldatura, [a cura di].** *Saldatura per fusione 2 - Metallurgia e saldabilità dei materiali metallici - qualità e controllo dei giunti saldati.* s.l. : Hoepli, 1996. p. XIV-514. Vol. 2, *Biblioteca tecnica Hoepli.* ISBN-13: 9788820322083.
21. **M. Santochi, F. Giusti.** *Tecnologia meccanica e studi di fabbricazione.* 2. s.l. : CEA, 2000. p. 688. ISBN-13: 9788840810287.
22. **Consiglio Nazionale delle Ricerche.** *Laser di Potenza - Applicazioni Meccaniche.* 1991. Serie matematica - fisica. *Monografie Scientifiche.*

2 LEGHE E SCHIUME DI ALLUMINIO

2.1 *L'alluminio*

2.1.1 *Generalità*

L'alluminio è uno dei materiali maggiormente presenti in natura ed è sempre più utilizzato nei settori più disparati a partire dalla conservazione degli alimenti, fino a giungere agli impieghi in campo aeronautico e aerospaziale e si calcola che la distribuzione dell'alluminio nella crosta terrestre sia maggiore di altri metalli comunemente utilizzati dall'uomo (quale rame, piombo, zinco). Fino al secolo XIX il suo impiego non è stato possibile in quanto, per le sue caratteristiche chimiche, è di difficile estrazione; infatti, pur presentando un'alta affinità con l'ossigeno, solo nel 1825 un chimico tedesco riuscì ad ottenere ossido di allumina, dimostrandone l'esistenza. A cavallo della metà dell'ottocento è stato messo a punto un processo di produzione industriale, che però non permetteva produzioni elevate.

Solo nel 1886, l'americano Hall e il francese Heroult, indipendentemente l'uno dall'altro, ma contemporaneamente, misero a punto il metodo per la produzione tuttora utilizzato, che prende il nome di processo hall-heroult, e consistente in una riduzione elettrolitica dell'ossido di alluminio (allumina) per ottenere l'alluminio.

Contemporaneamente ad Hall ed a Heroult la Bayer mise a punto e brevettò un processo chimico per l'estrazione dell'allumina dalla bauxite che permise una produzione industriale dell'alluminio a costi contenuti, tanto che questo metallo è diventato uno dei più utilizzati al mondo in campo ingegneristico, secondo solo all'acciaio.

2.1.2 *Produzione*

Il processo di produzione consta di due fasi: nella prima fase, indicata come *fase chimica*, dalla bauxite si produce l'allumina e nella successiva fase, detta *elettrolitica*, si ottiene il metallo.

2.1.2.1 *Fase chimica*

I minerali contenenti alluminio sono molti, ma solo alcuni sono idonei alla produzione dell'alluminio. La bauxite, che contiene circa il 66% di allumina, abbonda come quantità e normalmente si trova in giacimenti non molto profondi, il che lo rende il minerale che meglio si presta ad uno sfruttamento industriale.

L'estrazione della bauxite normalmente si fa in cave a cielo aperto, dopo aver eliminato la vegetazione e lo strato di suolo sovrastante con sistemi meccanici mobili. Successivamente il minerale è macinato in appositi mulini previo un'essiccazione, a circa 450°C, per l'eliminazione delle sostanze organiche residue. A valle della macinatura si ottiene la *farina di bauxite*.

La farina, all'interno di mescolatori in acciaio, è unita ad una soluzione di NaOH che ha il compito di sciogliere l'ossido di silicio (SiO_2 acido) e l'allumina (Al_2O_3 anfotero), mentre gli altri ossidi presenti (Fe_2O_3 , TiO_2 basici) precipitano. Si forma anche silico-alluminato di sodio ($\text{NaAlSi}_3\text{O}_8$) che è dannoso per il processo di estrazione pertanto la percentuale di ossido di silicio non deve superare il 6% onde evitare che il processo risulti antieconomico.

Mediante liquido di lavaggio, prelevato da altri punti dell'impianto di produzione, si realizza una soluzione ricca in allumina che viene separata dai fanghi, contenenti SiO_2 , Fe_2O_3 e TiO_2 , in recipienti decantatori. Il liquido è sottoposto a filtrazione e inviato ad appositi recipienti, detti decompositori, dove si introduce, tra l'altro, ossido di alluminio e si forma l'idrossido di alluminio ($\text{Al}(\text{OH})_3$).

A questa fase segue una filtrazione a vuoto e, infine, l'idrossido è sottoposto ad un trattamento con ossido di calcio (CaO) che genera allumina ad elevata purezza.

2.1.2.2 Fase elettrochimica

In questa fase si sfruttano le proprietà elettrolitiche di alcuni materiali che permettono di estrarre l'alluminio dall'allumina.

Per la produzione dell'alluminio si usa principalmente criolite per "disciogliere" l'allumina; dall'allumina si ha la formazione degli ioni Al^{3+} e O^{2-} e nella vasca elettrochimica, si forma l'alluminio.

Questa vasca è costituita da un recipiente sul cui fondo, rivestito con materiale refrattario sul quale si trova un materiale carbonioso, emergono delle barre di ferro, con il compito di portacorrente, collegate al catodo; in questo modo, tutta la vasca rappresenta il polo negativo del sistema. Nella vasca si immette il bagno fuso di criolite e allumina ad una temperatura di circa 960÷980°C; gli ioni positivi di alluminio si concentrano sul fondo e la criolite, essendo di peso specifico inferiore all'alluminio, ne impedisce il contatto con l'aria evitando l'ossidazione dell'alluminio. All'anodo, invece, l'ossigeno si combina con gli elettrodi di carbonio, generando anidride carbonica e monossido di carbonio. Si procede con l'estrazione dell'alluminio dalla vasca e lo si porta in forni di raccolta dove è purificato dalle scorie, degasato ed eventualmente alligato con altri

materiali per ottenere le leghe. Da qui passa ai forni di colata, dove si ottengono le leghe da fonderia che, lavorate, danno semilavorati industriali.

2.1.3 Proprietà fisico-meccaniche dell'alluminio

L'alluminio si presenta alla vista di colore grigio-argento, di peso specifico di circa $2,75 \text{ kg/dm}^3$ e le sue leghe presentano buone caratteristiche di resistenza (possono arrivare anche ad un carico di rottura di 350 N/mm^2), duttilità e malleabilità. Alcune leghe presentano un buon rapporto peso/resistenza unito alla buona resistenza alla corrosione, rendendole dei materiali interessanti per l'utilizzo nell'ambito dei trasporti, dove di continuo si richiedono migliori performance di risparmio energetico che è favorito dalla riduzione dei pesi. Il punto di fusione si aggira intorno ai 660°C , valore che dipende dal tipo di alliganti impiegati.

Se esposto all'aria si ossida rapidamente, ma la caratteristica dell'ossido di alluminio è, a differenza di quanto succede con l'acciaio, di proteggerlo una volta raggiunto un dato spessore; inoltre, è amagnetico, non genera scintille durante le lavorazioni meccaniche e si riesce ben a saldarlo con processi ad arco elettrico, a resistenza e, soprattutto negli ultimi anni, a LASER grazie a nuove e potenti sorgenti che hanno permesso il superamento di alcuni problemi legati all'elevata riflettività dell'alluminio a temperatura ambiente.

L'alluminio presenta una buona lavorabilità per forgiatura, asportazione di truciolo e deformazione plastica. Sul mercato i semilavorati si possono trovare sotto forma di lingotti, piastre, fogli, lamine, barre, fili, profilati estrusi, ecc.

2.2 Leghe di alluminio

2.2.1 Designazione

L'alluminio è molto apprezzato grazie alla sua leggerezza ($2,7 \text{ N/dm}^3$ circa $1/3$ dell'acciaio), tuttavia è il complessivo di tutte le proprietà, come la resistenza a corrosione, la conducibilità termica ed elettrica e le buone caratteristiche meccaniche, che ne permette l'utilizzo in un'ampia gamma di settori applicativi; inoltre, un ulteriore ampliamento degli impieghi è possibile grazie al continuo lavoro di ricerca e sviluppo di nuove leghe specificatamente utilizzabili in settori dove sono richieste particolari proprietà, come ad esempio quello navale. Il miglioramento delle caratteristiche dell'alluminio ha luogo grazie all'aggiunta di alliganti e/o per mezzo di trattamenti termici e meccanici; a secondo dell'elemento aggiunto in prevalenza si determina una famiglia di lega.

L'*American National Standard Institute* (ANSI) ha individuato una designazione che indica i tipi di alliganti presenti, la fornitura (semilavorati o getti da fonderia) e lo stato di fornitura, ed è stata recepita dalla UNI 573-1:96 "Allu-

minio e leghe di alluminio - Composizione chimica e forma dei prodotti semilavorati - Parte 1: Sistema di designazione numerica.”.

2.2.1.1 Designazione per i semilavorati

La designazione è a 4 cifre, come riporta la tabella seguente:

Alluminio, $\geq 99,00\%$	1xxx
Leghe di Al raggruppate per elemento predominante:	
Rame	2xxx
Manganese	3xxx
Silicio	4xxx
Magnesio	5xxx
Magnesio e silicio	6xxx
Zinco	7xxx
Altri elementi	8xxx
Serie non usata	9xxx

Tabella 2.1 - Designazione per le leghe fornite come semilavorati

La prima cifra denota il principale alligante, solo per la serie 1xxx non indica questo, ma che si tratta di alluminio puro almeno al 99,00%. Di questa la serie 10xx indica che sono presenti impurità naturali, mentre le ultime due cifre rappresentano i decimali della minima percentuale di impurità presenti, con precisione dello 0,01%.

La seconda cifra, se diversa da 0, indica un particolare controllo sulle impurità. Per le leghe, la seconda cifra, se diversa da 0, indica una variazione rispetto alla composizione originaria. Le ultime 2 cifre non hanno particolare significato, ma servono solo per individuare le diverse leghe di alluminio nel gruppo.

Oltre alla composizione nella designazione di una lega si indicano altre informazioni, tramite codici alfanumerici, il cui significato è definito dalla UNI 515:96 “*Alluminio e leghe di alluminio. Semilavorati. Designazione degli stati metallurgici.*” riportati nella seguente tabella.

Designazione UNI 515	Descrizione dello stato di fornitura
F	Grezzo di Lavorazione
O	Ricotto: semilavorati trattati termicamente fino al massimo grado di addolcimento
H	Incrudito: semilavorati incruditi mediante lavorazione plastica. Il simbolo H è sempre seguito da 2 o più cifre.
W	Solubilizzato: designa lo stato instabile tipico del materiale che invecchiano naturalmente dopo solubilizzazione.
T	Trattato termicamente: semilavorati trattati termicamente fino al raggiungimento di uno stato stabile diverso da F, O o H con o senza lavorazioni plastiche supplementari. Il simbolo T è sempre seguito da 1 o più cifre.

Tabella 2.2 – Stato di fornitura delle leghe di Al

Trattamenti tipici di alcune leghe	
H32	Incrudito e stabilizzato (3). Semilavorati ottenuti per deformazione plastica, le cui caratteristiche sono stabilizzate grazie ad un trattamento termico a bassa temperatura che induce un lieve decremento della resistenza a trazione a favore di una maggiore duttilità. La seconda cifra indica il livello di incrudimento, espresso in funzione della riduzione percentuale della sezione ottenuta per lavorazione plastica a freddo ($T_{max} < 50\text{ }^{\circ}\text{C}$). Il (2) indica un livello di incrudimento intermedio fra 0 e 4 è cioè di circa il 17 %
H321	La terza cifra indica una variazione rispetto all'incrudimento previsto per lo stato H32. Per leghe con contenuto di Mg >4% questo implica un livello di incrudimento inferiore a quanto previsto per lo stato H32.
H11	Incrudito (1). Semilavorati leggermente incruditi dallo stato ricotto sino ad un livello di 1/8 crudo (circa 8%)
H116	Prodotti in lega AlMg (serie 5000) con Mg >4% che debbono possedere caratteristiche meccaniche e di resistenza a corrosione previste dalle normative applicabili.
H112	Incrudimento per deformazione a temperatura elevata.
H111	Incrudito per spianatura o stiratura aventi resistenza maggiore o uguale allo stato ricotto.

Tabella 2.3- Trattamenti tipici di alcune leghe di Al

2.2.1.2 Designazione UNI

La designazione UNI effettuata un raggruppamento in base dell'elemento alligante predominante (Al-Mg, Al-Cu, Al-Si, ecc.). Questo raggruppamento è preceduto da una sigla che indica:

- **P-** : leghe da lavorazione plastica
- **G-** : leghe da fonderia primaria
- **SG-** : leghe da fonderia secondaria
- **GD-** : leghe da pressofusione

A fianco del simbolo chimico (o di una lettera convenzionale, ad es. C per il rame, A per alluminio) dell'elemento alligante è indicata la percentuale dello stesso. Per una lega da deformazione plastica alluminio-rame si può indicare indifferentemente P-ALC $_{xx.x\%}$ oppure P-AC $_{xx.x\%}$ dove $xx.x\%$ è la % del Cu.

2.2.1.3 Altre designazioni

Esistono altre designazioni per l'identificazione dell'alluminio e delle sue leghe, molte delle quali sono fatte in accordo con *l'Aluminum Association*.

Tra di esse si ricorda la denominazione della *International Organization for Standardization*, sistema ripreso da quello in uso in certe nazioni europee, tra cui anche la Germania; questo sistema di classificazione prevede un codice alfanumerico in cui alla sigla "Al" segue l'alligante principale, con l'indicazione della percentuale presente (il valore medio). Sono riportate anche le percentuali degli altri alliganti principali e fino a 4 simboli indicanti gli alliganti secondari.

Se una lega non può essere differenziata in altro modo si usano, alla fine della sigla e tra parentesi, le lettere maiuscole (A, B,...)

2.2.1.4 Designazione del Comitato Europeo di Normalizzazione (CEN)

Questo comitato ha sviluppato una designazione tenente conto della composizione, simile alla precedente, ma che propone anche nuove designazioni non comprese nella ISO.

Alcune di queste designazioni sono presenti nelle norme DIN tedesche.

2.2.1.5 Designazione del materiale da fonderia

La designazione per l'alluminio da fonderia è anch'esso a 4 cifre, ma presenta un punto decimale prima dell'ultima cifra.

Alluminio, $\geq 99.00\%$	1xx.x
Leghe di alluminio raggruppate per i principali elementi di lega:	
Rame	2xx.x
Silicio con l'aggiunta di rame o magnesio	3xx.x
Silicio	4xx.x
Magnesio	5xx.x
Zinco	7xx.x
Stagno	8xx.x
Altri elementi	9xx.x
Serie non usata	6xx.x

Tabella 2.4 - Designazione per le leghe di Al da colata

La prima cifra indica l'alligante principale, le seconde 2 cifre indicano o la purezza o una specifica lega del gruppo mentre l'ultima cifra se 0 indica da colata se 1 indica lingotti.

Le modifiche di composizione dalla lega originale sono indicate mediante le lettere dell'alfabeto partendo dalla A e in ordine alfabetico, non utilizzando le lettere I, O, Q e X; in particolare la X è impiegata per le leghe sperimentali.

2.2.2 Principali leghe

2.2.2.1 Generalità

La solubilità nell'alluminio della maggior parte degli elementi è molto limitata, solo lo zinco riesce a solubilizzare fino al 50% in peso, il magnesio arriva fino al 12%, mentre il rame, il silicio e il manganese hanno valori di solubilità compresi tra 1% e 10%. La solubilità massima si ha, ovviamente, a temperature elevate, mentre a temperatura ambiente la solubilità cala drasticamente. Gli elementi disciolti, a temperatura ambiente, possono staccarsi dalla matrice

principale cubica a facce centrate (c.f.c.) e dare vita a composti binari, ternari e quaternari che, ricristallizzando nel sistema a corpo centrate (c.c.c.), esagonale compatto o nel c.f.c., inducono delle distorsioni al reticolo della matrice principale migliorandone le caratteristiche di resistenza meccanica, alla corrosione e il limite a fatica.

2.2.2.2 *Leghe alluminio-manganese (serie 3xxx)*

Questo tipo di leghe furono le prime ad essere prodotte e presentano una resistenza di circa il 20% più alta dell'alluminio puro. Successivamente sono state migliorate con l'aggiunta di altri elementi e vengono principalmente utilizzate nell'edilizia e per la costruzione di serbatoi e recipienti.

2.2.2.3 *Leghe alluminio-magnesio (serie 5xxx)*

Le leghe della serie 5xxx presentano una buona resistenza alla corrosione, anche in ambiente marino, con un contenuto di Mg maggiore del 2,5%, associato ad una buona resistenza meccanica anche allo stato ricotto.

La lega 5083 è stata la prima lega registrata dalla *Aluminium Association* nel 1954; è molto diffusa per le costruzioni navali poiché caratterizzata da una elevata resistenza alla corrosione e buona resistenza meccanica, formabilità e saldabilità, associate ad una facile reperibilità sul mercato. Altre leghe, a più bassa resistenza meccanica, come la 5052 e la 5086, sono anch'esse utilizzate nell'ambito navale per piccole imbarcazioni soggette a minori sollecitazioni, mentre la 5083 è considerata la lega predominante per le grandi imbarcazioni.

Nel 1995 è stata registrata la lega di alluminio AA5383 che è risultata la migliore alternativa alla 5083 nelle costruzioni navali, dato che le sue caratteristiche meccaniche e fisiche sono complessivamente superiori. In particolare presenta un incremento del 15% della resistenza a snervamento *postwelding* e della resistenza a corrosione, unito ad un incremento del 10% della resistenza a fatica, mentre la formabilità, la piegatura, il taglio e la saldabilità sono pressoché uguali alla AA5083, pertanto il suo impiego permette di ridurre i pesi con prestazioni superiori in termini di velocità e costi.

Un'azienda tedesca ha registrato una nuova lega, con il nome commerciale ALUSTAR e individuata dalla sigla 5059, specificatamente sviluppata come materiale avanzato per il settore navale. Rispetto alla AA5083 mostra un aumento della resistenza allo snervamento ed a rottura, rispettivamente, del 28% e del 26% sia per il materiale base che per i cordoni di saldatura.

Dalle prove a corrosione fatte dal produttore emerge una buona resistenza alla corrosione intergranulare, anche se il vantaggio più importante che ha in-

trodotta questa lega è l'aumento di resistenza del materiale saldato rispetto alla 5083.

2.2.2.4 Leghe alluminio-magnesio-silicio (serie 6xxx)

Le leghe di questa serie presentano buone caratteristiche di resistenza, formabilità e lavorabilità; purtroppo hanno una bassa resistenza alla corrosione, pertanto sono utilizzabili in ambito navale (in particolare la AA6082) solo per quei componenti non a contatto con l'acqua. In genere presentano una riflettività della radiazione LASER, a temperatura ambiente, molto elevata; a titolo d'esempio, dall'esperienza diretta fatta con LASER a CO₂, si è constatato che la lega AA6060 T6 presenta un coefficiente di riflettività tale da inibire l'innesco del *keyhole* anche con densità di potenza pari a 4×10^6 W/cm², cosa che non si verifica per le leghe della serie AA5xxx.

2.2.3 Saldatura dell'alluminio: metallurgia e difetti

La struttura cristallina base dell'alluminio è il sistema cubico a facce centrate. Le leghe della serie 5xxx, incrudite per laminazione, mostrano una struttura a grani fini con una uniforme precipitazione di Mg₂Si. La struttura delle saldature, generalmente, mostra una ZTA ridotta e di natura molto simile al materiale base. Nelle zone fuse sono evidenti le dendriti allungate nella direzione di smaltimento del calore, con presenza, nelle zone interdendritiche, di composti basso fondenti; inoltre, nelle parti centrali del cordone sono spesso presenti precipitati intermetallici di Mg₂Si e Mg₂Al₃.

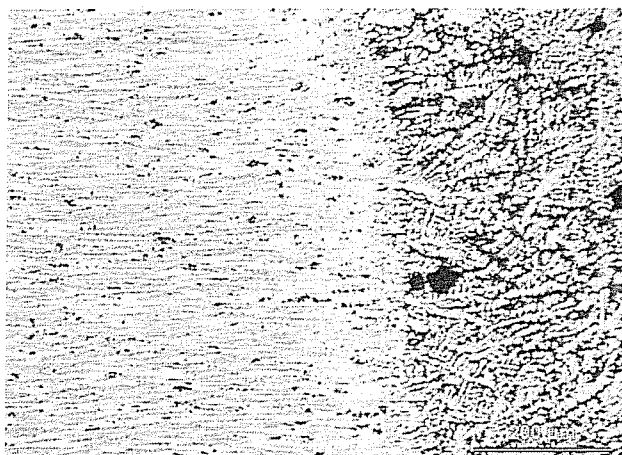


Figura 2.1 - Particolare di un cordone di saldatura di una lega serie 5xxx . A sinistra è visibile il metallo base, a destra la zona fusa e tra i due la breve estensione della ZTA

I difetti più frequenti che si rilevano nelle saldature di leghe di alluminio sono le incollature, porosità diffusa (che ne limita la resistenza a fatica), cavità e

cavità affioranti, dovute all'intrappolamento di gas (in particolare idrogeno) nella zona fusa, e cricche a caldo, la cui causa principale è la perdita di magnesio⁸.

Poiché la resistenza delle leghe di alluminio è aumentata per mezzo di trattamenti termici o per incrudimento, la zona termicamente alterata risulta ricotta e perde i benefici dei trattamenti. Questo comportamento è visibile nei profili di durezza dove sono evidenti notevoli differenze tra le diverse zone e in particolare si assiste ad un calo repentino della durezza in ZTA. La figura successiva mostra questo comportamento.

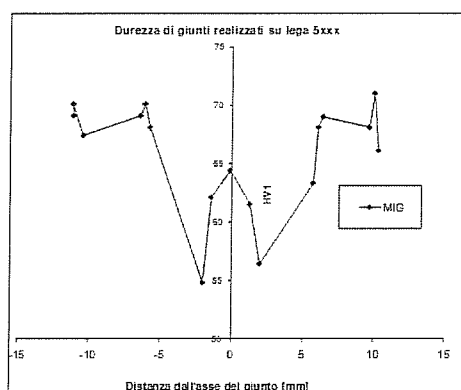


Figura 2.2 - Profilo di durezza eseguito su un cordone saldato MIG

2.3 Schiume di alluminio

2.3.1 Generalità

Le schiume di alluminio rientrano nella più ampia classe delle schiume metalliche che a loro volta fanno parte dei materiali cellulari; esse sono costituite da una struttura che ricorda le spugne e se ne differenziano per il fatto che, a temperatura ambiente, offrono una resistenza alla deformazione nettamente maggiore.

In generale le schiume metalliche presentano un particolare andamento della curva sforzo-deformazione, come quello indicato nella seguente Figura 2.3.

⁸ Il magnesio, elemento che bolle a circa 370°C, durante la saldatura evapora e qualora scendesse a valori compresi tra il 2,5 e il 3% mostra elevata attitudine alla formazione delle cricche a caldo. Per rimediare a questo si utilizza materiale d'apporto con un tenore di magnesio più elevato così da compensare le perdite o si utilizzano leghe con percentuale di magnesio maggiore dei valori critici.

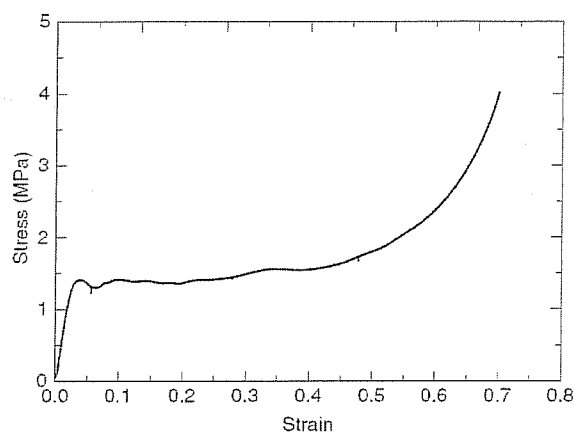


Figura 2.3 - Andamento sforzo-deformazione per prova di compressione uniaassiale per la schiuma di alluminio 8% dense Alporas.

Dall'analisi della curva a compressione spicca la peculiarità dell'ampio tratto di deformazione a sforzo "costante", caratteristica che è sfruttata, ad esempio, per realizzare gli assorbitori di energia (meccanica) nelle zone di deformazione controllata degli autoveicoli.

Le caratteristiche peculiari delle schiume metalliche, oltre a quella appena citata, risiedono in una buona capacità di fono assorbenza, resistenza al fuoco migliorata rispetto al metallo base, buona schermatura elettromagnetica e soprattutto il basso peso specifico. Tutte queste caratteristiche dipendono molto della densità della schiuma, come mostra la seguente Figura 2.4 che si riferisce al diagramma sforzo-deformazione.

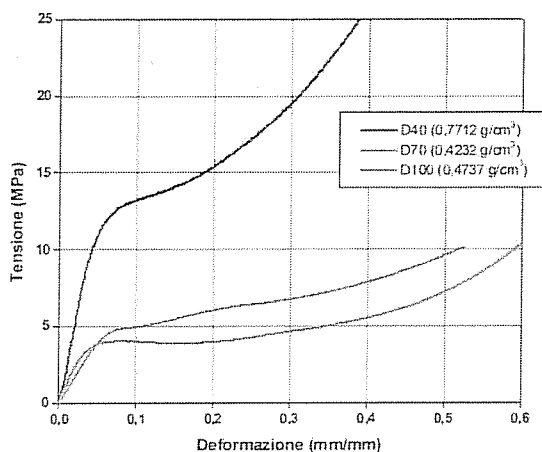


Figura 2.4 - Andamento della compressione uniaassiale in funzione della densità

Per una schiuma metallica, piuttosto che riferirsi alla densità assoluta si preferisce considerare la densità relativa, rispetto al metallo di partenza, definita dalla seguente:

$$\rho_r = \frac{\rho_s}{\rho_{mb}}$$

dove ρ_r è la densità relativa, ρ_s è la densità della schiuma e ρ_{mb} è la densità del metallo base. Le principali grandezze di una schiuma sono funzione di quelle del metallo base e della densità relativa.

In particolare il modulo elastico a compressione E, il modulo di taglio G e il coefficiente di Poisson sono descrivibili, per il comportamento a compressione, dalle seguenti formule:

$$E \cong k E_{mb} \rho_r^n \quad G \cong \frac{3}{8} k_1 G_{mb} \rho_r^n \quad \nu \cong 0.3$$

Dove n e k sono coefficienti che dipendono della schiuma considerata con n che varia tra 1.8 e 2.2 (normalmente lo si considera 2), mentre k varia tra 0.1 e 4.

Tra il modulo elastico a compressione e quello a trazione esiste una differenza e quello a trazione risulta di solito più grande del 10% circa. Il comportamento del materiale è differente a secondo della direzione lungo la quale si applica lo sforzo; questa disomogeneità di comportamento è dovuta alla anisotropia della celle nelle varie direzioni dello spazio che può indurre differenze dei valori del modulo elastico anche del 30%.

Come mostrato in Figura 2.3, le schiume presentano un ampio tratto di deformazione a sforzo costante; questo sforzo è chiamato *sforzo piatto* (*plateau stress*, σ_{pl}) che si estende fino alla deformazione ε_D detta *deformazione di densificazione* (*densification strain*).

Anche per questi due valori si possono trovare delle relazioni empiriche che li legano alle grandezze del materiale base e alla densità relativa:

$$\sigma_{pl} \cong (0.25 - 0.35) \sigma_{y,mb} \rho_r^m \quad \varepsilon_D \cong (1 - k_2 \rho_r)$$

k_2 varia tra 1.4 e 2 mentre m tra 1.5 e 2 (normalmente si assume $k_2=1.5$ e $m=1.6$) e $\sigma_{y,mb}$ è la tensione di snervamento del materiale base

Così come le caratteristiche meccaniche, anche quelle acustiche ed elettromagnetiche sono riconducibili a quelle del materiale base, secondo relazioni più o meno empiriche che vedono coinvolta la densità relativa.

2.3.2 Classificazione

La più importante classificazione delle schiume di alluminio è fatta in base alla forma delle celle; distinguiamo schiume a **celle chiuse** e schiume a **celle aperte** a secondo se le varie celle sono tra loro separate o collegate. In genere, le schiume a celle aperte sono impiegate come filtri o catalizzatori di processi chimici, mentre quelle a celle chiuse presentano maggiori applicazioni e costi lievemente inferiori.

Le schiume metalliche si possono ottenere, teoricamente parlando, a partire da qualsiasi metallo, allo stato attuale, però, la maggiore produzione di schiume si ottiene a partire dall'alluminio.

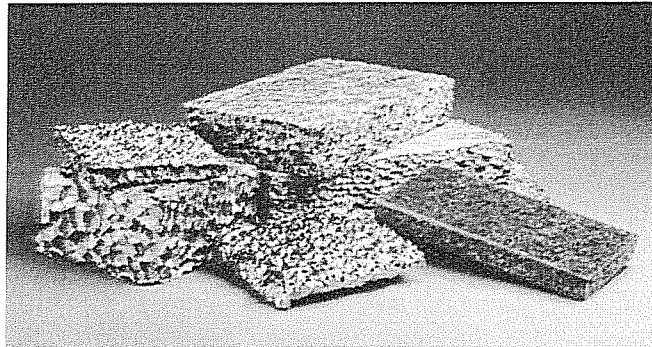


Figura 2.5 - Schiume metalliche

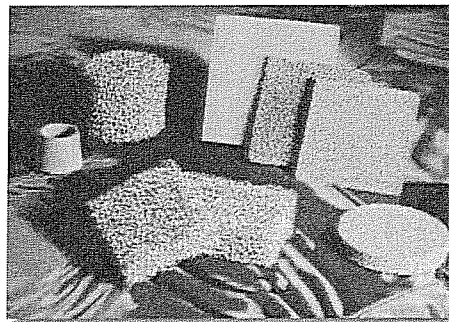


Figura 2.6 - Schiume

2.3.3 Produzione

La produzione può avvenire secondo diversi metodi, ma quelli che presentano maggiore interesse, dal punto di vista industriale sono, i seguenti:

- solidificazione dell'Eutettico Gas-Metallo
- iniezione di gas nel fuso (Melt Gas Injection, Air Bubbling)

- decomposizione di Particelle che Rilasciano Gas nel Fuso
- decomposizione di Particelle che Rilasciano Gas in Semi Solidi

Il metodo di produzione costituisce la principale barriera alla diffusione di questo materiale, in quanto sono ancora molto costosi e in alcuni casi sono solo degli impianti piloti in laboratorio.

2.3.3.1 Solidificazione dell'Eutettico Gas-Metallo

Molti metalli, tra cui l'alluminio, presentano un punto eutettico nel diagramma bifasico con l'idrogeno, come mostrato nella figura seguente.

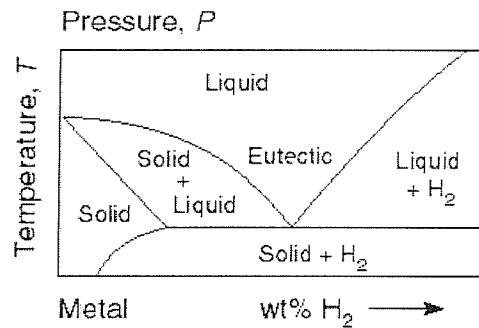


Figura 2.7 - Diagramma bifasico Metallo-Idrogeno

Il metallo fuso viene saturato con l'idrogeno a pressione di 5-10 atmosfere che è poi rilasciato durante la solidificazione, dando origine ad una solidificazione direzionale a celle aperte; il processo è controllato sia in pressione che temperatura e si riesce ad ottenere una schiuma con un quantitativo di celle intorno al 50%.

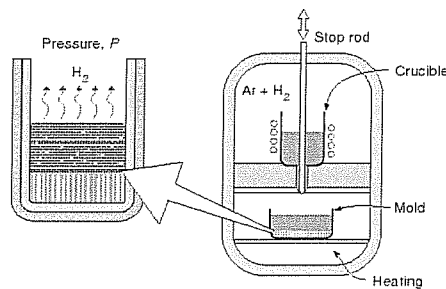


Figura 2.8 - Schema di produzione

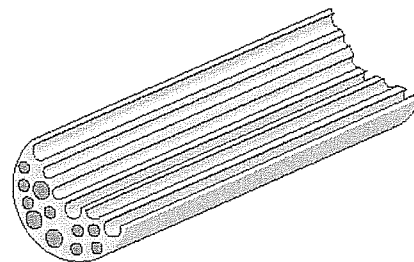


Figura 2.9 - Schema della struttura finale

2.3.3.2 Iniezione di gas nel fuso (Melt Gas Injection, Air Bubbling)

La lega di alluminio viene portata a fusione e si aggiunge alla massa del materiale (SiC, allumina, zirconia, boruro di titanio) con il compito di aumentarne la viscosità. La formazione della schiuma si ottiene per iniezione di gas (a-

nidride carbonica, ossigeno, gas inerte, ma anche acqua) nella massa fusa, che trattiene meglio il gas per l'averne aumentato la viscosità, e la schiuma che si forma è raccolta nella parte superiore del reattore. Una criticità risiede nel fatto che le operazioni di raccolta della schiuma devono effettuarsi a temperature elevate (oltre i 600°C). Teoricamente è la tecnica che si adatta meglio per un processo completo e continuo di produzione, anche di pannelli *sandwich* con *core* in schiuma. Restano però incogniti, perché non pubblicati, i principali parametri che influenzano il processo, la dimensione delle celle e la densità della schiuma.

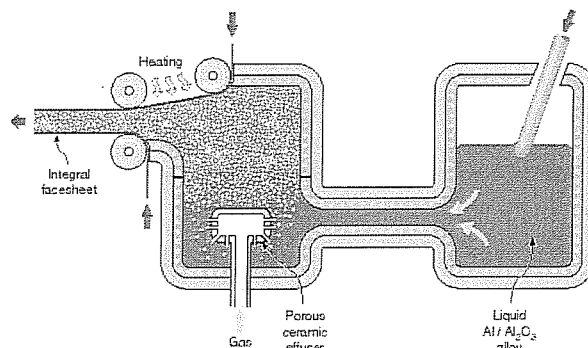


Figura 2.10 - Schema concettuale del processo

2.3.3.3 Decomposizione di Particelle che Rilasciano Gas nel Fuso

Questo metodo è abbastanza semplice dal punto di vista concettuale. Il metallo viene portato a fusione, in un contenitore che possiede la forma che si vuole dare alla schiuma, e nella massa è aggiunto un agente schiumante; per le schiume di alluminio normalmente si tratta di idruro di titanio (TiH_2) in proporzione circa 1-2% in peso, che a 465°C circa comincia a decomporre nei suoi costituenti (Ti e H_2). Il controllo del processo è ottenuto dalla regolazione della sovrappressione, della temperatura e dai tempi. La decomposizione completa dell'agente schiumante si raggiunge in circa 10 minuti e l'idrogeno presente nella massa, a raffreddamento ultimato, genererà le celle.

Per ridurre l'attitudine delle bolle di gas a scorrere sulla superficie del metallo, che favorisce la formazione delle celle e ne uniforma le dimensioni, al fuso si aggiunge calcio, sotto forma di CaO o $CaAl_2O_4$ e in quantità del 1-2%.

Fatte le aggiunte descritte, il contenitore viene chiuso e il metallo, schiumando, riempie omogeneamente lo stampo.

Nelle figure seguenti è rappresentato il metodo descritto;

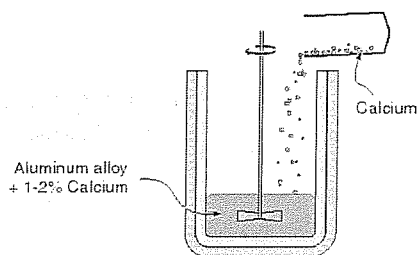


Figura 2.11 - Fase 1: Aumento della viscosità

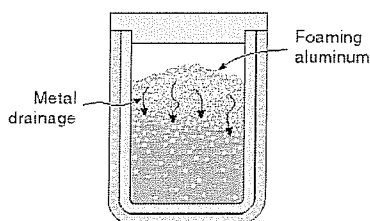


Figura 2.13 - Fase 3: schiumaggio

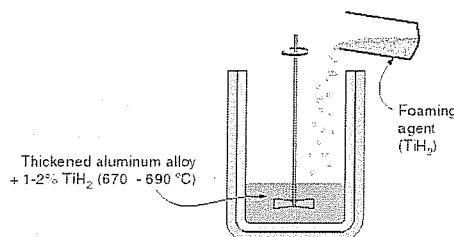


Figura 2.12 - Fase 2: aggiunta dell'agente schiumante

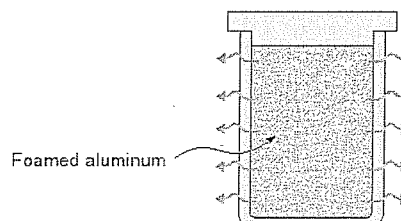


Figura 2.14 - Fase 4: Raffreddamento

Questo metodo risulta più costoso di quello ad iniezione di gas ed è utilizzato quasi prevalentemente in laboratorio per i costi elevati del calcio, pur se in Giappone si ha una produzione relativamente elevata con questo metodo.

2.3.3.4 Decomposizione di Particelle che Rilasciano Gas in Semi Solidi

Questo processo si basa sui metodi di metallurgia delle polveri. Vengono miscelate polveri di alluminio, agente schiumante (normalmente idruro di titanio) ed agente nucleante (di solito carburo di silicio⁹). Le polveri vengono compattate fino ad avere densità prossima a quelle del metallo base. L'oggetto così ottenuto, detto verde o precursore, è portato a temperatura superiore di quella che fa decomporre l'agente schiumante, ma inferiore a quella di fusione del materiale base, per l'ottenimento del gas necessario alla formazione delle celle; data l'elevata temperatura del precursore, il gas trova una bassa resistenza e può espandersi dando origine alla schiuma. Compito dell'agente nucleante è trattenere meglio il gas formatosi, che tende ad allontanarsi dal precursore, e permettere l'aggregazione delle celle vicine. Questa tecnica è utilizzata per il riempimento

⁹ I lavori scientifici consultati riportano l'uso del carburo di silicio, mentre il libro di Ashby (metal Foam: a design guide) non riporta questo materiale tra gli ingredienti necessari per questo metodo.

di cavità o, se l'espansione avviene tra delle lamiere, per la realizzazione dei pannelli AFS (*aluminium foam sandwich*).

La seguente sequenza di figure riassume i passi per l'ottenimento dei pezzi con il procedimento descritto.

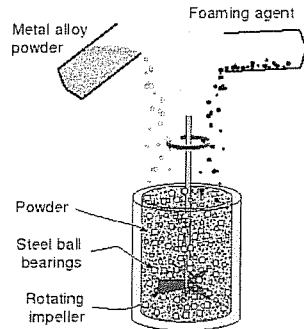


Figura 2.15 - Missaggio delle polveri

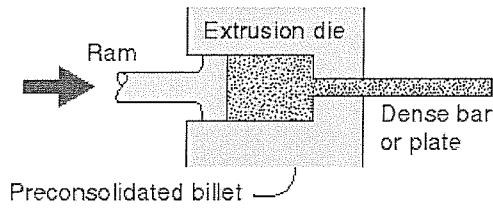


Figura 2.16 - Compattazione ed estrusione

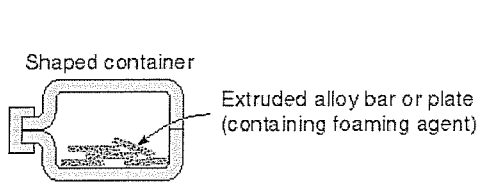


Figura 2.17 - Inserimento nello stampo

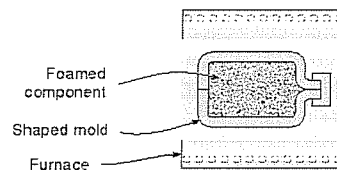


Figura 2.18 - Schiumaggio

Il metodo descritto è utilizzato dall'istituto Fraunhofer per la produzione dei suoi pannelli sandwich a legame metallurgico (attualmente il brevetto è stato acquisito da ALULIGHT), mentre era utilizzato per la produzione del *core* per i pannelli sandwich ALULIGHT, in cui le pelli erano incollate al *core* mediante resina.

2.3.4 Pannelli Sandwich di Schiuma di Alluminio (AFS)

I pannelli AFS presentano l'esterno in materiale tradizionale e la parte centrale in schiuma di alluminio. La parte esterna prende il nome di *pele* o *skin* mentre la parte interna è indicata con il termine *core*.

Si possono ottenere realizzando separatamente lo *skin* e il *core* per poi incollarli oppure l'unione tra pelle e *core* avviene in fase di ottenimento della schiuma metallica.

La loro forma è generalmente piana, ma teoricamente è possibile ottenere AFS anche di forma complessa.

2.3.4.1 Pannelli sandwich ottenibili mediante incollaggio

Come detto, si producono separatamente il *core* in schiuma metallica ed i fogli esterni, per poi incollarli tramite comuni collanti (Figura 2.19). Questo procedimento permette una vasta flessibilità nelle scelte progettuali, poiché si può optare per forme relativamente complesse, però presenta delle limitazioni, tra cui soprattutto la riduzione della resistenza al fuoco (l'adesivo potrebbe produrre dei fumi, anche tossici) e le possibilità di giunzione, dato che ci si può avvalere della bullonatura, rivettatura e incollaggio, ma non della saldatura per fusione, per la presenza del collante, anche se teoricamente è possibile mediante opportuni accorgimenti che, però, la renderebbero anti economica e poco affidabile.

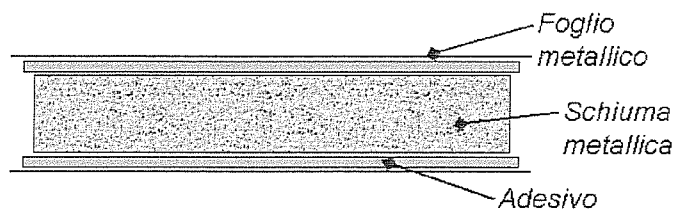


Figura 2.19 - Schema di un pannello sandwich in schiuma di alluminio incollato.

In genere, ai pannelli sandwich per uso strutturale sono richieste buone qualità di resistenza a flessione che i pannelli incollati non possono garantire a causa della presenza del collante che limita molto la resistenza sia statica che a fatica. Il cedimento di questi pannelli soggetti a flessione, normalmente, avviene per distacco della pelle dal resto della struttura.

2.3.4.2 Pannelli sandwich ottenibili mediante legame metallurgico

E' possibile realizzare un pannello sandwich con *core* in schiuma di alluminio direttamente in un unico passaggio. Il processo più utilizzato è quello basato sulla metallurgia delle polveri; ottenuto il precursore lo si inserisce tra le lamiere metalliche e si esegue una laminazione per migliorare il contatto precursore-lamiera; in seguito, si effettua lo schiumaggio durante il quale avviene l'unione tra *core* e *skin*, per mezzo di legami di tipo metallico, che donano al pannello una resistenza maggiore rispetto all'incollaggio. L'espansione del precursore avviene a temperature elevate (superiore a 465°C per pannelli con *core* in schiuma di alluminio) per cui risulta difficile ottenere un prodotto con tolleranze dimensionali e di forma ottimali.

Le lamiere dello *skin* possono essere sagomate in forma complessa (vedi Figura 2.20), e la giunzione è fattibile con tutti i metodi adottabili per quelli incollati, in più si può pensare alla saldatura per fusione (in particolare quella LASER).

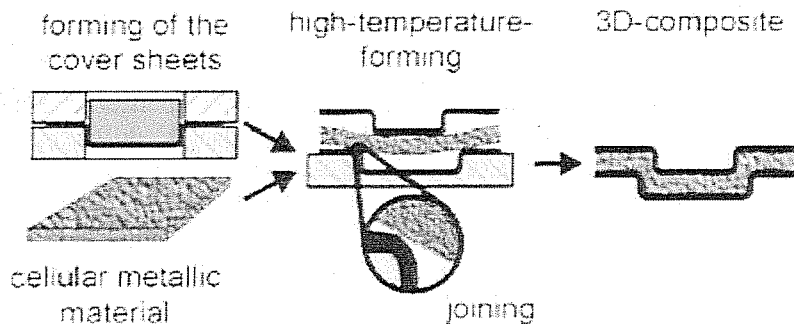


Figura 2.20 - Formatura del pannello AFS durante l'espansione

2.4 Bibliografia

1. Porosity, Underfill and Magnesium Loss during Continuous Wave Nd:YAG Laser Welding of Thin Plates of Aluminum Alloys 5182 and 5754. **M. Pastor, H. Zhao, R. P. Martukanitz and T. Debroy**. Giugno 1999, *Welding Journal - Welding Research Supplement*, p. 207s-216s.
2. Experimental analysis of the effect of control factors on aluminium foam produced by powder metallurgy. **R. Suracea, L. A. C. De Filippis, A. D. Ludovico, G. Boghetich**. 2007. *Proceedings of the Estonian Academy of Sciences. Engineering*. p. 156-167.
3. Production Methods for Metallic Foams. **Fraunhofer-Institute for Applied Materials Research**. [a cura di] J. Banhart.
4. Metodi di produzione e applicazioni delle schiume metalliche. **G. Costanza, G. Gusmano, R. Montanari, M.E. Tata**. N° 2, 2003, *La metallurgia italiana*, p. 31-35.
5. Industrialization of Powder Compact Foaming Process. **F. Baumgärtner, I. Duarte, J. Banhart**. N° 4, 2000, *Advanced engineering materials*, Vol. 2, p. 168-174.
6. Recent progress and innovative solutions for LASER-arc hybrid welding. **D. Petring, C. Fuhrmann**. 2004. *Proceedings of the 1st Pacific International Conference on Application of Lasers and Optics*.
7. Simulazione numerica di elementi meccanici con inserti in schiuma di alluminio. **F. Campana, L. Cortese, L. Peroni**. Salerno : s.n., 3-5 Settembre 2003. *Atti del XXXII Convegno Nazionale AIAS*.
8. Caratterizzazione di schiume di alluminio per la realizzazione di dissipatori di energia. **G. B. Broggiato, F. Campana, L. Cortese, L. Peroni**. Parma : s.n., 18-21 settembre 2002. *Atti del XXXI Convegno Nazionale AIAS*.
9. Caratterizzazione sperimentale di schiume metalliche in alluminio. **E. Guglielmino, R. Montanini**. Parma : s.n., 18-21 settembre 2002. *Atti del XXXI Convegno Nazionale AIAS*.
10. Comportamento meccanico di pannelli sandwich in schiuma di alluminio. **V. Dattoma, R. Nobile, F.W. Panella, R. Tafuro**. Milano : s.n., 14-17 settembre 2005. *Atti del XXXIV Convegno Nazionale AIAS*.

11. *Forming of aluminum foam sandwich panels: Numerical simulations and experimental tests.* **D. Contorno, L. Filice, L. Fratini, F. Micari.** N° 177, 2006, *Journal of Materials Processing Technology*, p. 364–367.
12. *Forming metal foams by simpler methods for cheaper solutions.* **Karsten Stöbener, J. Baumeister, G. Rausch, M. Busse.** N° 1, 2005, *Metal Powder Report*, Vol. 60, p. 12-16.
13. **Istituto Italiano della Saldatura, [a cura di].** *Saldatura per fusione 2 - Metallurgia e saldabilità dei materiali metallici - qualità e controllo dei giunti saldati.* s.l. : Hoepli, 1996. p. XIV-514. Vol. 2, *Biblioteca tecnica Hoepli.* ISBN-13: 9788820322083.
14. *Metallurgia di giunti saldati di leghe d'alluminio delle serie 5XXX e 6XXX.* **Gambaro, C.** 2003. *Simposio Internazionale Aluminium Days.*
15. *Aluminium alloy sheet welding by the laser AC pulsed MIG hybrid process.* **T. Ueyama, H. Tong, I. Yazawa, M. Hiram, T. Kihara, K. Nakata, M. Mushio.** N°5, 2004, *Welding International*, Vol. 18, p. 345-350.
16. *Aluminium alloys in third millennium shipbuilding: materials, technologies, perspectives.* **S. Ferraris, L. M. Volpone.** Tokyo : s.n., 11-13, October, 2005. *The Fifth International Forum on Aluminum Ships.*
17. **Stevens, Richard H.** *Aluminum Alloy.* *ASM Handbook Vol.9 – Metallography and Microstructures.* 1985, p. 351-388.

3 ATTREZZATURE, MATERIALI E PROCEDURE ADOTTATE

3.1 *Premessa*

Con questo capitolo si intende dare una descrizione dei materiali e delle attrezzature utilizzate durante le prove e descrivere le procedure generali adottate, al fine di rendere le prove replicabili anche in altri laboratori. Le prove di saldatura sono state realizzate su provini di pannelli sandwich di schiuma di alluminio (AFS), tra la pelle dei pannelli e profilati di lega di Al, a sezione a C o ad L ed entrambi della serie AA6xxx. Nei successivi capitoli si analizzeranno i test condotti, per individuare le difficoltà e i parametri migliori per le due tipologie di giunto e scegliere la migliore delle due, da utilizzarsi per la realizzazione dei componenti di un prototipo di container per il trasporto merci. Le prove sono state condotte con tecnologia ibrida LASER/MIG e i piani sperimentali sono stati realizzati presso il laboratorio LASER del C.R. ENEA - Trisaia, in collaborazione con il personale tecnico dell'ENEA e del consorzio CALEF, operante presso i laboratori del centro; si è utilizzato una sorgente LASER CO₂ della potenza nominale di 6kW accoppiato ad un sistema di saldatura MIG della ESAB, nella stazione di lavoro denominata "sistema grandi moli".

Concludendo, il fine delle prove svolte è quello di verificare la possibilità di applicazione di processi di saldatura ibrida LASER-MIG a pannelli sandwich di schiuma di alluminio, normalmente indicati con la sigla AFS, a profilati di alluminio.

3.2 *Motivazioni e lavoro pre-esistente*

3.2.1 *Generalità*

L'impiego di AFS nel settore dei trasporti è legato al loro elevato rapporto resistenza peso; questo è ampiamente riconosciuto ed utilizzato nella costruzione di elementi sacrificali per l'assorbimento di energia in caso di urto mentre è solo negli ultimi anni, grazie alla disponibilità di AFS con *core* più omogenei e a legame metallurgico, che si è intravista la possibilità industriale di impiego di questi materiali, in associazione a *space frame* in lega di alluminio, per la realizzazione delle strutture portanti di veicoli e componenti.

Uno dei limiti, che è necessario superare, affinché queste applicazioni escano da lavori di *concept* e rientrino nella possibilità di impiego su larga scala, è lo sviluppo di tecniche di unione qualificate per la realizzazione di componenti a geometria anche complessa.

Proprio per queste ragioni e per verificare l'utilizzabilità di nuovi materiali in ambito trasporti si è scelto di usare i pannelli AFS con legame metallur-

gico e profilati estrusi in lega di alluminio associata ad una tecnologia di assemblaggio ad elevata produttività, come è la saldatura ibrida LASER (HLW)-MIG.

In particolare, in questo lavoro, saranno analizzate delle configurazioni di saldatura sviluppate per la realizzazione di un prototipo innovativo di container (Figura 3.1), a peso ridotto e con una elevata flessibilità di carico, per lo sviluppo del trasporto intermodale a basso impatto ambientale, nell'ambito di attività ENEA-CALEF del progetto SINAVE (Sistema innovativo di trasporto intermodale basato sull'impiego di navi veloci).

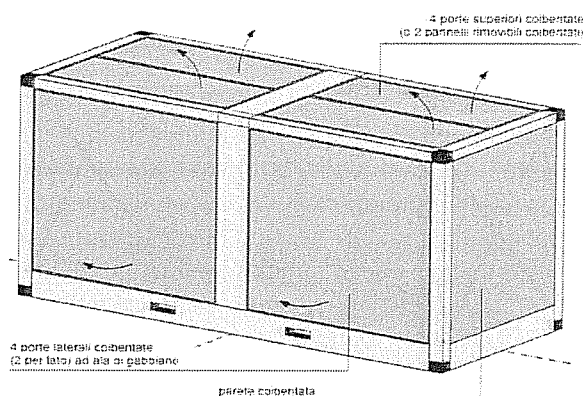


Figura 3.1 - Schematizzazione del prototipo da realizzare

Nel contesto del progetto SINAVE l'impiego dei pannelli AFS è previsto facendo ricorso a saldature, per la giunzione dei pannelli al resto della struttura, per ottenere come risultato immediato la realizzazione del prototipo e come risultato scientifico la verifica della saldabilità dei pannelli AFS ad altri materiali, in modo da poter procedere ad una ulteriore valutazione dell'utilizzo di tali materiali in ambito navale e, più in generale, nell'ambito dei trasporti.

Questo lavoro ha come base gli studi di saldabilità dei pannelli AFS incollati, già realizzati presso il laboratorio LASER dell'ENEA, che sostanzialmente hanno mostrato la impossibilità di eseguire saldature LASER su questa tipologia di pannelli poiché, la presenza di collante, dà origine a fenomeni di pirólisi con conseguente formazione di gas che rendono inaccettabili le saldature; incoraggianti risultati si sono avuti per effetto dell'applicazione di inserti per allontanare la zona interessata dalla saldatura dalla resina.

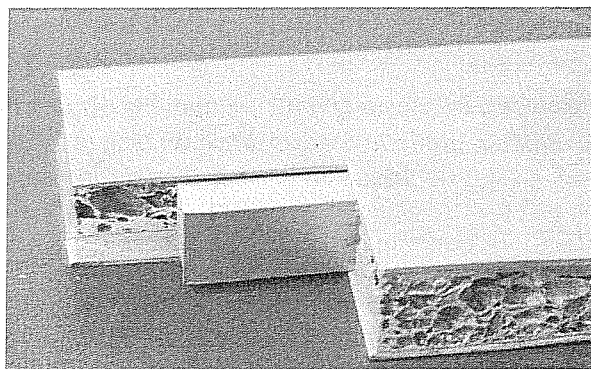


Figura 3.2 –Struttura della soluzione con inserto

Questa soluzione è risultata insoddisfacente, per il notevole peso dell'inserto rispetto al resto della struttura, aspetto, però, migliorabile con l'impiego di inserti cavi. In ogni caso, questa operazione richiede una accurata e lunga preparazione per asportare il *core* e tutti i residui di collante, per cui, fatte tali considerazioni, è stato abbandonata la soluzione degli AFS incollati e si è passato allo studio delle giunzioni su materiale a legame metallurgico.

La giunzione di pannelli AFS alla struttura principale è possibile sia per saldatura delle pelli agli elementi estrusi, con saldatura di tesa o di sigillatura su estrusi appositamente realizzati. Da una analisi preliminare la seconda soluzione dovrebbe garantire una maggiore semplicità operativa nella realizzazione del giunto saldato.

Uno dei limiti dei pannelli AFS è la tolleranza dimensionale con i quali vengono prodotti; rispetto alle tolleranze ingegneristiche, alle quali siamo usualmente abituati nell'approvvigionamento di estrusi e laminati tradizionali, i pannelli AFS impiegati in questo lavoro di ricerca, sono forniti con spessore complessivo nominale di $32\text{mm} \pm 0,8\text{mm}$. Ciò impone la scelta di un estruso di accoppiamento adeguato, entro cui comunque le tolleranze di accoppiamento potranno subire delle variazioni; questo è uno dei principali motivi per cui è indispensabile utilizzare una tecnologia LASER ibrida poiché, con i *gap* in gioco, solo l'elevata tolleranza al *gap bridging*, il miglioramento dell'accoppiamento LASER-materia e l'elevata produttività della saldatura ibrida, possono garantire una riuscita delle giunzioni a costi accettabili. Allo stesso tempo, lo studio della tolleranza al *gap* del processo risulterà un elemento fondamentale nello sviluppo del processo di saldatura.

Il tipo di saldatura che si andrà ad effettuare, come detto, sarà del tipo "*fillet joint*", con le prime campagne sperimentali per poi studiare la saldatura di testa; si farà un confronto su quale sia la migliore geometria da adottare per la realizzazione del prototipo, cercando di coniugare il giusto compromesso tra ve-

locità di esecuzione e qualità desiderata; infatti, anche dopo aver trovato i parametri ideali, la ripetibilità del processo non potrà essere del tutto controllata a causa della natura stessa delle parti da unire.

3.2.2 *Provini AFS*

I campioni di pannello AFS (*Aluminium Foam Sandwich*) utilizzati in questo piano sperimentale sono stati ricavati a partire da pannelli di dimensioni nominali 100 x 1000 x 32 mm; in questi pannelli le parti “esterne”, le *skin* o pellicole, sono in lamiera di lega di Al AA6060 di spessore $1,7 \text{ mm} \pm 0,2 \text{ mm}$.

Questi pannelli AFS sono realizzati con tecnica di metallurgia delle polveri, premiscelando polveri del metallo base (lega di alluminio) e di agente schiumante (di solito idruro di titanio) in opportune quantità, così come descritto al paragrafo 2.3.3.4. Il materiale di base del *core* è lega di Al AlSi6Cu6. Il pannello complessivamente ha spessore $32 \pm 0,8 \text{ mm}$, con peso di circa 20 kg/m^2 , con $\rho_{\text{pell}} = 600 \text{ kg/m}^3$ e $\rho_{\text{core}} = 350 \text{ kg/m}^3$.

Partendo da pannelli di dimensioni 100x1000x32 mm, lo si è tagliato lungo il lato maggiore e si sono realizzati dei provini pari a 100x100x32 mm, così come riportato in Figura 3.3. Il taglio è stato effettuato con sega a nastro, senza l'utilizzo di liquido lubro-refrigerante per evitare che il *core* potesse assorbire del liquido e inficiare il successivo processo di saldatura.

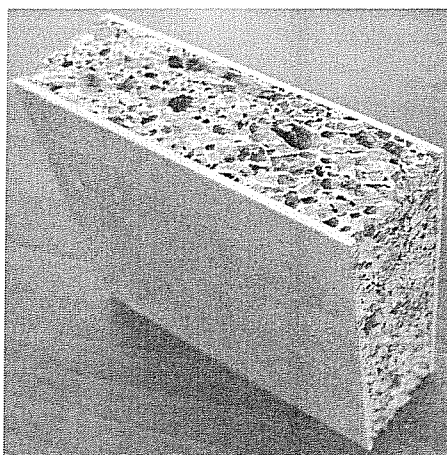


Figura 3.3 - Aspetto finale di un provino

3.2.3 *Provini di profilato*

I campioni di profilato sono stati realizzati a partire da barre di 3 m, tagliati con sega a nastro e con l'apporto di liquido lubro-refrigerante, di profilato tipo a C di dimensioni nominali esterne della sezione di 40mm x 40mm e spessore nominale costante pari a 3mm; ottenuto per estrusione presenta un peso di

circa 920 gr a metro lineare. La lunghezza finale dei campioni è di circa 100mm, così da consentire il corretto accoppiamento al provino AFS. Il materiale costituente il profilato è lega di alluminio tipo AA6060 T6.

Il profilato ad L utilizzato nelle prove di testa, è stato ottenuto a partire da profilati di tipo angolare simmetrico di dimensioni nominali 40x40 mm e spessore uniforme di 2mm, anch'esso in lega di alluminio AA6060 T6.

3.3 *Descrizione del sistema di saldatura*

3.3.1 *Sistema Laser*

Le prove sono state effettuate presso il laboratorio LASER del C.R. ENEA – Trisaia, utilizzando la postazioni “grandi moli” *gantry*, che ha come volume lavoro di lavoro utile $3500(x) \times 2000(y) \times 500(z)$ mm³. Il sistema presente 3 gradi di libertà automatizzati più 2 gdl, relativi all'inclinazione della testa di saldatura, a movimentazione manuale.

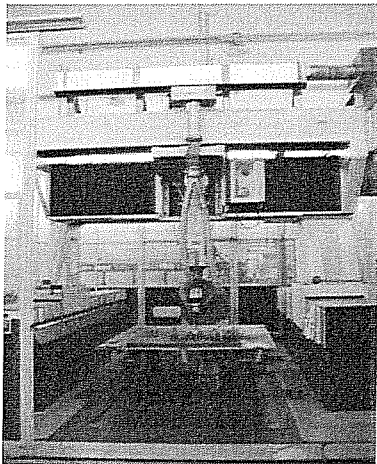


Figura 3.4 - Il sistema grandi moli



Figura 3.5 - La sorgente EiEn C6000

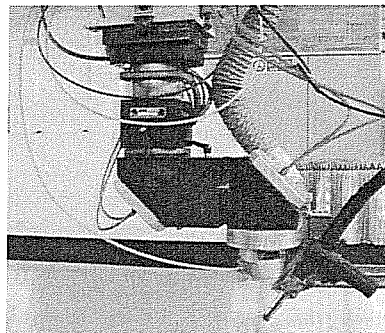


Figura 3.6 - La testa KUGLER LK590

La sorgente associata è la EIEn C6000; trattasi di sorgente LASER a CO_2 (lunghezza d'onda di $10,6\mu\text{m}$) con possibilità di funzionamento in continuo o pulsato. Il fascio LASER è veicolato dalla sorgente alla testa mediante un sistema di specchi e focalizzato sul pezzo tramite uno specchio parabolico di focale 300 mm, presente nella testa KUGLER modello LK590.

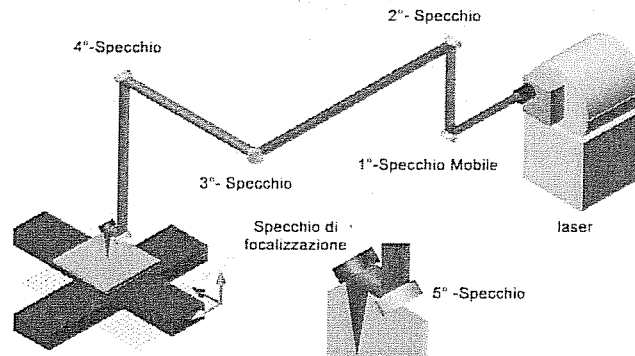


Figura 3.7 - Schema del sistema di trasporto

3.3.2 Sistema MIG



Figura 3.8 - Generatore LUD 450 W



Figura 3.9 - Svolgifiilo ESAB MEK 4C

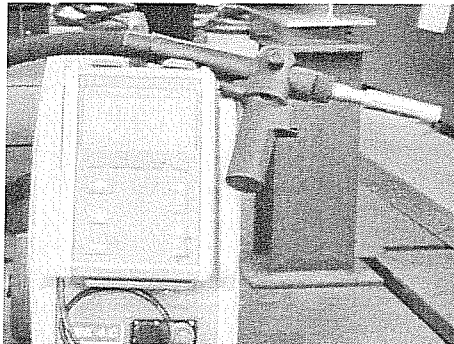


Figura 3.10 - La Torcia

Il sistema MIG utilizzato è composto dal generatore, prodotto da ESAB, modello LUD 450 W, accoppiato con l'unità di alimentazione del filo ESAB MEK4C, che permette di regolare l'apporto di filo, con una gamma di velocità che va da 1,9 fino a 25 m/min e diametro massimo del filo di 1,6mm (vedi Figura 3.8, Figura 3.9).

La modalità di alimentazione del generatore è a polarità inversa, (elettrodo positivo sul filo), anche se vengono sfruttate le potenzialità della saldatura pulsata ad alta frequenza, per beneficiare del migliore effetto di sabbiatura ionica e formazione di gocce, di materiale fuso, piccole e numerose. Il meccanismo di formazione e la modalità di deposito del metallo d'apporto può avvenire secondo quanto detto nel paragrafo 1.4 *La saldatura ad arco elettrico*.

Il sistema guaina-torcia impiegato è il "push pull" MXH 410w PP di lunghezza pari a 10m (Figura 3.10).

L'integrazione nella stazione di lavoro della torcia è realizzato tramite una testa di accoppiamento appositamente progettata, per scopi di ricerca, da progettisti e ricercatori ENEA e CALEF; questa testa consente di far eseguire alla torcia tutte le movimentazioni necessarie, rispetto alla posizione del LASER, essendo progettata con 6 gradi di libertà. In particolare permette (vedi Figura 3.11) le 3 traslazioni lungo gli assi principali, una traslazione lungo l'asse della torcia (per avvicinarla o allontanarla dal pezzo), una rotazione attorno all'asse y (per regolare l'angolo di incidenza del filo sul pezzo) e una rotazione attorno all'asse del fascio LASER per poter posizionare la direzione di adduzione del filo rispetto alla direzione d'avanzamento del LASER.

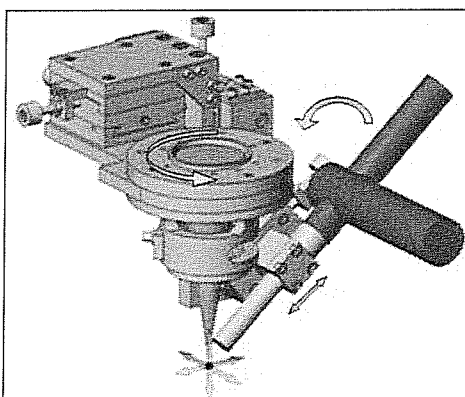


Figura 3.11 - Le regolazioni possibili della testa di accoppiamento

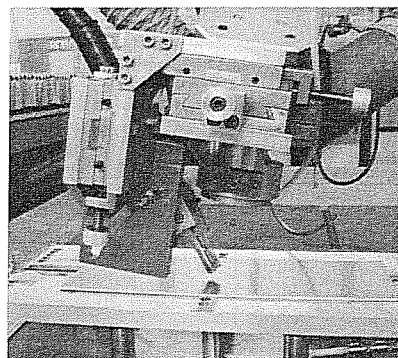


Figura 3.12 - Vista d'insieme della testa di accoppiamento

Sulla testa sono realizzati due *cross jet*, ortogonali fra loro, nei quali è fatto confluire un forte getto d'aria compressa che produce delle "lame d'aria"

che proteggono lo specchio di focalizzazione dalla deposizione di vapori di saldatura e dallo *sputtering*.

La posizione della torcia MIG rispetto al fascio LASER è del tipo LASER/MIG, ossia il fascio LASER precede l'arco MIG nella direzione di avanzamento. Si è adottata questa configurazione perché da verifiche sperimentali è risultata la configurazione migliore, in riferimento alla stabilità, innesco del processo e protezione del bagno di fusione, in assenza di ulteriori sistemi di protezioni ad esclusione del gas di adduzione della torcia MIG, per questo tipo di materiali.

3.3.3 Gas di copertura

La saldatura MIG, come noto, si avvale di un gas per proteggere la zona fusa da fenomeni di contaminazione e ossidazione. Il gas che dà maggiore stabilità al processo è l'argon, ma con l'impiego di elevati valori di potenza LASER dà origine a fenomeni di schermatura plasmatica ossia si forma gas fortemente ionizzato, più pesante dell'aria, che resta in prossimità del cordone.

Il plasma, per la radiazione LASER CO₂, ha un effetto fortemente schermante, per cui il raggio LASER non raggiunge completamente il pezzo. Utilizzando elio, invece, il fenomeno di formazione plasmatica è ridotto e quindi lo si è scelto per un utilizzo durante le nostre prove.

3.3.4 Sistema di fissaggio

I sistemi di fissaggio utilizzati sono tali da garantire la stabilità delle condizioni di contorno durante il singolo esperimento. Nelle campagne sperimentali che ci si accinge ad analizzare, per sostenere i provini, si è ricorso ad una piastra di alluminio di dimensioni approssimative 25 x 25 cm, posizionata su 3 viti di regolazioni, che consentono la modifica dell'inclinazione del piano stesso; il tutto saldamente ancorato ad una solida piastra metallica, fissata al piano di lavoro del *gantry*.

Sul piano sono poi state fissate, mediante pinze autobloccanti, delle guide di riferimento per il posizionamento rapido e preciso dei provini, che sono stati fissati al piano mediante l'azione di compressione di due barre in acciaio; in una prima fase le barre presentavano uno spessore medio di circa 8 mm, che però è risultato insufficiente quando si è cercato di regolare il *gap* tra la pelle degli AFS e il profilato, pertanto si è dovuto optare per l'utilizzo di barre spesse circa 12mm e rinforzo centrale a forma di T.

3.3.5 Pulizia dei provini

La saldatura dell'alluminio, in particolare con sistema LASER, è alquanto difficoltosa per una serie di problematiche, tra cui l'alta riflettività del fascio LASER CO₂ e la presenza di ossido d'alluminio.

Tra quelle citate la prima è aggirabile mediante l'impiego di tecniche di saldatura ibrida, la seconda, al contrario, non è mai completamente eliminabile anche se la si può attenuare mediante una abrasione meccanica delle superfici. Questa operazione è stata messa in pratica attraverso abrasione con spazzola d'acciaio inox e successivo sgrassaggio delle superfici con acetone, per l'eliminazione dei residui della polvere di allumina oltre che dei grassi e degli oli eventualmente presenti.

3.3.6 Traiettorie

Le prove di saldatura con profilati a C sono state effettuate realizzando delle traiettorie rettilinee; nella prima fase di sperimentazione, quando il *gap* lo si è imposto praticamente nullo, si è proceduto a indirizzare, tramite il LASER guida, il fascio LASER sulla linea ideale generata dal contatto tra il piano del pannello AFS e il bordo verticale del profilato (vedi Figura 3.13); negli altri casi si è proceduto a focalizzare il fascio sul bordo del profilato (vedi Figura 3.14).

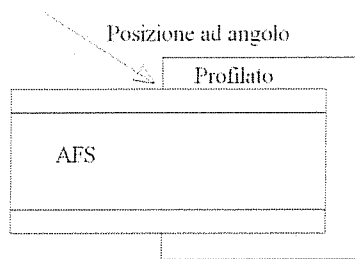


Figura 3.13 - Posizionamento sull'angolo

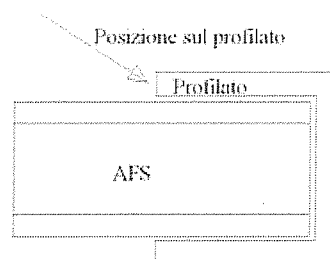


Figura 3.14 - Posizionamento sul bordo

Per le giunzioni di testa, dato che sono state condotte a *gap* nullo, il LASER guida è stato puntato sulla linea di separazione dei lembi.

3.4 Parametri impostati e grandezze lette durante le prove

I parametri iniziali delle prove sono stati impostati in base ad esperienze fatte, sempre da ENEA, su leghe della serie 5xxx o dalle conclusioni dei piani sperimentali, per i quali si è individuato un *set* di parametri da impostare e monitorare. Quelli ritenuti importanti sono riportati di seguito, di cui tra parentesi tonde () si riporta il simbolo utilizzato per l'identificazione veloce in questo piano:

- **inclinazione della testa:** indica l'inclinazione della testa rispetto al piano di lavoro ed è necessaria oltre che per avere il corretto posizionamento anche per evitare retro riflessioni del LASER in cavità. L'unità di misura sono i gradi sessa decimali [°];
- **portata gas di copertura e tipo:** il gas di copertura è l'elio, come detto nel paragrafo 3.3.3;
- **ID di prova;**
- **tensione MIG (T):** indica la tensione impostata a pannello (vedi paragrafo 3.3.2) [V];
- **corrente di mantenimento:** indica è la corrente di base del procedimento "pulsed arc" (I_m) [A] (vedi paragrafo 3.3.2);
- **corrente di picco:** corrisponde alla corrente di picco del processo "pulsed arc" (I_p) [A] (vedi paragrafo 3.3.2);
- **frequenza delle pulsazioni:** la forma d'onda pulsata, generalmente quadra, ha una sua frequenza che è riportata (Fr) [Hz];
- **velocità di saldatura:** velocità di avanzamento della testa del sistema ibrido (Vg) [mm/min];
- **velocità di adduzione del filo:** velocità impostata sullo svolgifilo (Vw) [mm/min];
- **potenza del LASER:** potenza, impostata a pannello, in uscita dalla sorgente LASER (P_L) [%];
- **focalizzazione:** distanza tra il fuoco ideale, ricavato mediante prove eseguite con il sistema di monitoraggio del fascio LASER Prometec UFF100, e la superficie di riferimento. Questa distanza la consideriamo negativa se interna al pezzo. (f) [mm];
- **stick-out:** Distanza ideale tra la fine della *contact tips* e il pezzo (H) [mm];
- **distanza filo-spot LASER:** è la distanza tra l'intersezione dell'asse del filo sulla superficie del pezzo e lo spot del LASER, individuato tramite il LASER guida. Questa distanza la definiamo negativa se il filo precede il fascio (p) [mm];
- **altezza di puntamento dello spot:** individua l'altezza, rispetto alla superficie della pelle del pannello AFS, a cui si è puntato il fascio LASER sul bordo della C del profilato (vedi Figura 3.13 e Figura 3.14) ($Z\alpha$) [mm];

Oltre a questi citati si sono trascritte le grandezze lette direttamente a pannello del LASER o del generatore MIG e sono:

- *tensione effettiva di alimentazione MIG* (T_r) [V];
- *corrente media MIG* (I_{mr}) [A];
- *potenza effettiva erogata MIG* (P) [W];
- *potenza LASER in uscita dalla sorgente* (P_{Las}) [W];

3.5 *Analisi post saldatura*

Terminate le operazioni di posizionamento e saldatura dei provini, si è proceduto all'analisi visiva, seguendo le direttive previste dalla UNI EN 970, ed all'esame macrografico. L'esame visivo è stato utile per verificare la potenziale accettabilità della saldatura, osservando la regolarità del cordone e gli altri difetti evidenti. Le considerazioni derivanti da queste osservazioni sono state utili per adattare in "corso d'opera" il piano sperimentale, quando la regolazione con i parametri previsti avrebbero sicuramente peggiorato il risultato (in particolare per gli eccessi di penetrazione o mancata fusione) e/o messo a rischio l'attrezzatura di prova. In questi casi, si è preferito variare il piano sperimentale anche in considerazione di una limitata disponibilità di provini in AFS costosi e di difficile approvvigionamento.

Gli esami macrografici successivi sono stati effettuati presso il laboratorio di metallografia del C.R. Trisaia e si sono limitati all'analisi delle sezioni trasversali dei condoni di saldatura, valutando le caratteristiche geometriche tramite l'osservazione della penetrazione, larghezza di fusione ed eventuali difetti.

I test macrografici sono stati realizzati seguendo le indicazioni del "ASM Handbook Vol.9 – Metallography and Microstructures", avendo sottoposto i provini a:

- *preparazione meccanica*: consistente in una pulizia dei provini mediante spazzolatura con spazzola d'acciaio per rimuovere i residui dei particolati della saldatura;
- *preparazione chimica*: l'asportazione, mediante acetone, dei grassi e degli oli dalla superficie;
- *sezionamento del cordone*: taglio effettuato, nel nostro caso, mediante sega a nastro, senza apporto di liquido lubro refrigerante, in direzione perpendicolare al cordone di saldatura;

- *spianatura della superficie*: operazione ottenuta mediante doppio passaggio con carta abrasiva, prima di granulometria 600 *grit* e poi 1200 *grit*. Questa fase è stata eseguita con la lappatrice presente in laboratorio, impostando una rotazione di circa 350 rpm e applicando manualmente il carico di compressione, poiché le dimensioni dei provini sono tali da non permettere l'inglobamento in resina e procedere con la lappatura automatica.
- *macroetching*: attacco delle superfici per opera di soluzioni acide o basiche che evidenziano la macro e/o la micro struttura. Per le leghe della serie 6xxx l'ASM handbook citato consiglia un attacco con acido fluoridrico (HF), concentrato al 40÷50%, nelle quantità di 1ml ogni 200ml di acqua distillata, applicandolo per 10÷15 secondi e strofinando la zona di attacco. Questo attacco si è rivelato poco efficace ed è stato modificato aumentando le quantità di HF, fino a portarlo a circa 4 ml ogni 200 ml di acqua oltre a prolungare ulteriormente il tempo di strofinio.
- *analisi al microscopio*: tramite il microscopio Olympus SZ40, con capacità di ingrandimento da 6,7x fino a 40x, sono state osservate le macrostrutture e fotografate mediante macchina fotografica digitale.

3.6 Bibliografia

1. *Effects of gas shielding parameters on weld penetration of CO2 laser-TIG hybrid welding.* Ming Gao, Xiaoyan Zeng, Qianwu Hu. 184, 2007, *Journal of Materials Processing Technology*, p. 177-183.
2. *The influence of arc transfer mode in hybrid laser-mig welding.* Campana, G., et al. 191, 2007, *Journal of Materials Processing Technology*, p. 111-113.
3. *The influence of shielding gas in hybrid LASER-MIG welding.* Tani, Giovanni, et al. 253, s.l. : Elsevier, 2007, *Applied Surface Science*, p. 8050-8053.
4. **ASM International.** *ASM Handbook: Volume 9: Metallography And Microstructures.* [a cura di] George F. Vander Voort. 2004. p. 1184. Vol. 9. ISBN-13: 9780871707062.
5. **M. Santochi, F. Giusti.** *Tecnologia meccanica e studi di fabbricazione.* 2. s.l. : CEA, 2000. p. 688. ISBN-13: 9788840810287.
6. **Istituto Italiano Della Saldatura, [a cura di].** *Saldatura per fusione 1 - Saldatura per fusione 1 - Procedimenti di saldatura - economia - sicurezza e salute.* s.l. : Hoepli, 1995. p. XIV-338. Vol. 1, *Biblioteca tecnica Hoepli.* ISBN-13: 9788820321789.

4 SALDATURA DI PANNELLI AFS A PROFILATI DI LEGA DI AL A C

4.1 *Sommario dei piani sperimentali*

Gli obiettivi prefissati con le prime serie di prove sono individuabili nell'effettuare la saldatura di tipo "*fillet joint*", tra profilato e pannello, con forma della sezione trasversale del cordone di tipo concavo e con penetrazione nella pelle del pannello al massimo del 70% dello spessore.

I profilati estrusi utilizzati per questa campagna sperimentale sono delle C, con dimensioni nominali 40x40 x 3; date le dimensioni teoriche dei pannelli e dei profilati, potrebbero verificarsi *gap* variabili fino a 2 mm.

Il lavoro di verifica è stato organizzato secondo fasi successive; nella prima fase, a partire da studi di saldabilità di leghe di alluminio in modalità ibrida, si sono definiti i parametri preliminari di processo, *in primis* la velocità di saldatura, che verosimilmente avrebbero potuto attribuire una discreta stabilità del processo di saldatura ibrido, i quali sono stati testati con delle prove esplorative. Verificati questi parametri si è indagato sulla possibilità di incrementare la velocità di saldatura, nel caso di *gap* nullo e costante, per poi estendere i risultati ottenuti alle condizioni reali di saldatura; in ultimo, individuati i parametri che più di tutti hanno conferito stabilità al procedimento, si è operato una sperimentazione per affinarli.

I primi due piani sperimentali si differenziano tra loro per l'inclinazione della testa LASER e per le condizioni di contorno; il primo piano è stato caratterizzata da un'inclinazione della testa, rispetto la verticale e guardando nella direzione di avanzamento, di 30° ed è stata fatta ipotesi di *gap* 0 tra le lamiere dello *skin* e le alette del profilato.

Nel secondo piano sperimentale l'inclinazione della testa è stata portata a 45° (per aumentare lo spessore virtuale delle pelli visto dal LASER) ed è stata rimossa l'ipotesi di *gap* 0 così da avvicinarsi il più possibile alle condizioni reali.

Le prove di questi piani sono state classificate con la sigla AFS a cui segue un numero di 2 cifre, che individua il provino, un simbolo di "underline" (_) e un numero da 1 a 4, che individua la prova effettuata sul singolo provino di AFS, poiché per ogni provino si possono applicare fino a 2 provini di profilato per un totale di 4 saldature (Esempio: AFSXX_y con XX progressivo e y da 1 fino a 4). Questa nomenclatura è stata utilizzata a partire dal campione AFS05.

I parametri e la configurazione della testa ibrida iniziali sono stati ricavati da studi pregressi. In Figura 4.1 è mostrata la configurazione della testa ibrida con i parametri impostati pari ad $\alpha=0^\circ$ e $\beta=37,5^\circ$ (α è l'inclinazione dell'asse

del LASER rispetto alla verticale nel piano parallelo alla direzione di avanzamento e β è l'angolo tra la verticale e l'asse della torcia MIG nello stesso piano. Prove esplorative.

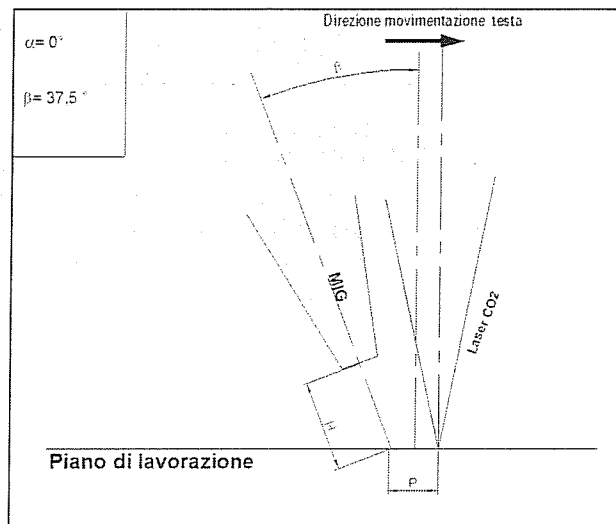


Figura 4.1 - Schema posizionamento sorgenti termiche

4.2 Prove esplorative

4.2.1 Introduzione

Queste prove sono state caratterizzate da un'inclinazione della testa rispetto alla superficie orizzontale di 30° ($\alpha = 30^\circ$) così come descritto nel precedente paragrafo. La portata di Elio è stata posta circa a 95 NI/min. I parametri MIG impostati sono rimasti invariati come anche la configurazione geometrica (f, H, p, Za).

Si sono effettuate 4 prove esplorative caratterizzate dai seguenti parametri di processo:

Parametri Impostati MIG			Vel. Saldatura	Vel. Filo	Fuoco	Stick out	Passo filo-spot
[A]	[A]	Hz	mm/min	mm/min	mm	mm	mm
I _p	I _m	Fr	V _g	V _w	f	H	p
380	60	176	1500	4500	0	16	-1

Tabella 4.1 - Parametri comuni delle prove esplorative

4.2.2 AFS01

Id	Tensione MIG	Parametri Letti MIG					
	[V]	[V]	[A]	Watt	[mm]	%	Watt
	T	Tr	I _{mr}	P	Z _a	P _L	P _{Las}
AFS01	27.8	34.2	51	1780	1.0	60%	3600

Tabella 4.2- Parametri caratterizzanti la prova AFS01

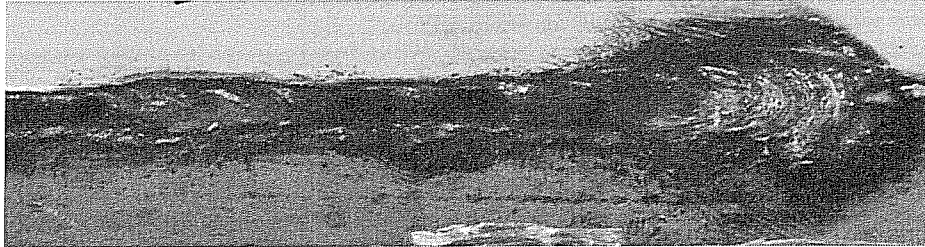


Figura 4.2 - Particolare del cordone AFS01

L'analisi visiva denota un eccesso di penetrazione e l'abbondante calore ha dato sicuramente origine ad una reazione di decomposizione dell'agente schiumante residuale del *core*; i prodotti della decomposizione, unitisi agli altri vapori che si originano durante la saldatura, hanno indotto l'effetto riportato nella foto che ha avuto come conseguenza l'allontanamento repentino del materiale fuso dalla zona del cordone di saldatura. Quanto detto è ben visibile nella macrografia seguente, in cui si nota la mancanza di materiale in corrispondenza della zona interessata dalla saldatura e l'effetto del LASER, ampiamente addentrato nel *core*.

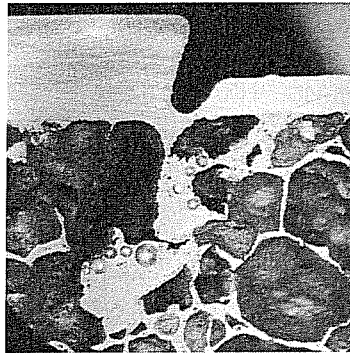


Figura 4.3 - Macrografia AFS01

Le ragioni di questo eccesso di penetrazione sono verosimilmente da ricercarsi nell'aver impiegato troppa di potenza LASER.

4.2.3 AFS02

Id	Tensione MIG	Parametri Letti MIG					
	[V]	[V]	[A]	Watt	[mm]	%	Watt
	T	Tr	I_mr	P	Z α	P_L	P_Las
AFS02	27.8	35	40	1580	1.0	40%	2400

Tabella 4.3- Parametri caratterizzanti la prova AFS02

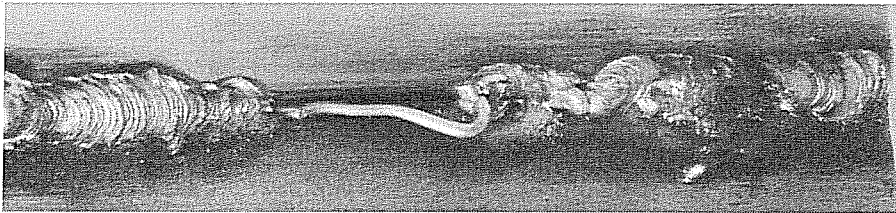


Figura 4.4 - Particolare del cordone AFS02

Dalla foto del cordone sono visibili due zone distinte; verso la fine della saldatura il cordone è risultato accettabile per quanto concerne l'analisi visiva. Si notano inoltre dei tratti in cui il filo non ha raggiunto la fusione, molto probabilmente ciò è dovuto ad un problema del fissaggio della pinza di massa alla struttura metallica.

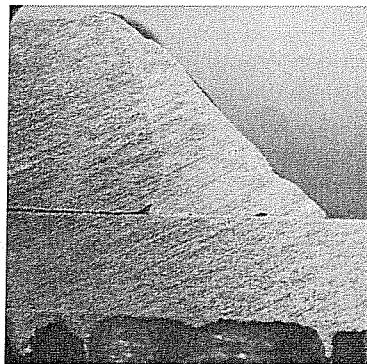


Figura 4.5 - Macrografia AFS02

Dalla macrografia, effettuata nella zona in cui il cordone era "accettabile", ben si evidenziano le macrostrutture differenti del materiale base e del cordone. Si può altresì notare che c'è stata una buona fusione del profilato, favorito anche da $Z\alpha=1\text{mm}$, mentre sul lato pelle dell'AFS è stata realizzata solo un'incollatura.

4.2.4 AFS03 e AFS04

I parametri impostati per le due prove variano solo per la tensione MIG, anche se i parametri letti indicano un apporto di potenza complessiva più alta nel secondo caso in contrasto con quanto impostato.

Id	Tensione MIG	Parametri Letti MIG					
	[V]	[V]	[A]	Watt	[mm]	%	Watt
	T	Tr	I _{mr}	P	Z α	P _L	P _{Las}
AFS03	27.8	27.2	60	1390	0	40%	2400
AFS04	25	28.8	56	1530	0	40%	2400

Tabella 4.4 – Parametri caratterizzanti le prove AFS03 e AFS04

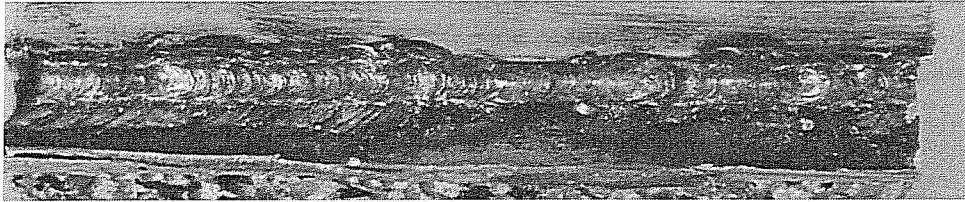


Figura 4.6- Particolare del cordone AFS03

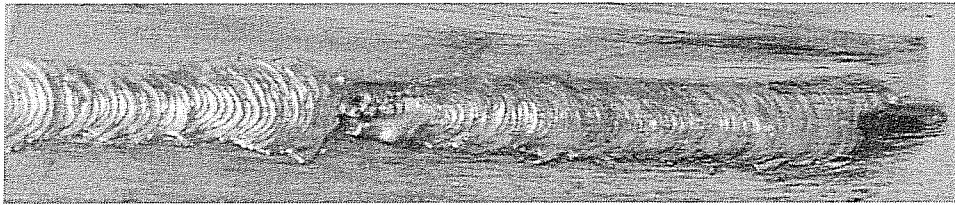


Figura 4.7 - Particolare del cordone AFS04

L'uniformità del cordone, in termini di ondulazione, larghezza e continuità è migliore nella seconda prova.

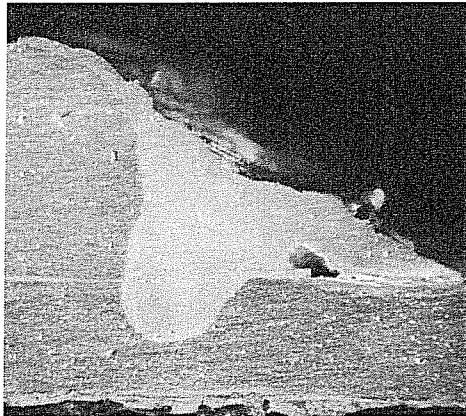


Figura 4.8 - Macrografia AFS03

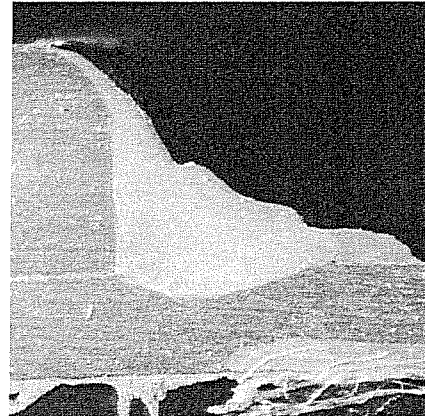


Figura 4.9 - Macrografia AFS04

Dalle macrografia è emerso che nel primo caso l'effetto LASER è stato più marcato rispetto al secondo, facendo emergere ancora una volta la difficoltà dell'equilibrio da trovare tra effetto MIG e LASER; infatti, anche avendo esclu-

so la funzione sinergico sul generatore ad arco, per il principio di auto stabilità e quindi autoregolazione dell'arco, la presenza del LASER influenza la caratteristica esterna dell'arco e di conseguenza il punto di funzionamento del generatore.

4.2.5 Conclusioni per prove esplorative

Queste prime prove mostrano che, la saldatura ibrida LASER/MIG è fortemente sensibile alle variazioni delle condizioni di contorno e ai parametri ottimali di posizionamento, comunque è stato messo in luce la possibilità di giungere a buoni risultati e che i parametri principali di indagine sono:

- Tensione MIG
- Potenza Laser
- $Z\alpha$
- Velocità di passata

Questi primi test hanno mostrato e confermato dati provenienti da saldature ibride su leghe di alluminio, ossia che la tensione MIG da impostare dovrebbe trovarsi intorno ai 27-28 V (valori che saranno ispezionati con il prossimo piano sperimentale 1") con il quale si affronterà la questione sia della stabilità del processo sia dell'aumento di velocità.

Da evidenziare che la saldatura LASER di leghe della serie 6xxx sia particolarmente complessa e che sia possibile solo ed esclusivamente grazie alla presenza del filo d'apporto della serie 5xxx, senza il quale la radiazione LASER verrebbe completamente riflessa. Questo impone uno specifico allineamento LASER-filo; infatti, come riportato dalle tabelle dei parametri, "p" è negativo ad indicare che il filo in lega 5183 è orientato sul LASER, ma nel processo reale il filo, grazie all'azione della sorgente ad arco, fonde prima che venga investito dal LASER e le gocce di filo fuso vengono proiettate in corrispondenza dell'area di impatto del LASER con la conseguenza positiva di avere una zona ad elevato assorbimento del LASER. Il comportamento del processo alla variazione di "p" è un aspetto che sarà monitorato con i prossimi piani sperimentali, anche se ci si attende una difficile controllabilità.

4.3 Piano Sperimentale 1

4.3.1 Sommario

Lo scopo ultimo di questo piano è stato individuare quali fossero i parametri principali per la stabilità del processo e in prima istanza è risultato conveniente concentrarsi sugli effetti prodotti dalle variazioni della tensione MIG e della velocità di passata. In queste prove si è imposto $Z\alpha=0$ e solo nelle due fina-

li è stato leggermente aumentato¹⁰ per estendere adeguatamente la zona fusa al bordo del profilato. Le tensioni sono state fatte variare da 26 a 30 V con *step* di 2V, mentre per la velocità del *gantry* sono stati previsti 2 livelli: 1500mm/min e 3000 mm/min; la velocità del filo è stata regolata proporzionalmente alla velocità del *gantry*, per cui nel raddoppiarla è stata raddoppiata anche la seconda, così da avere sempre la stessa quantità di materiale d'apporto per unità di lunghezza. La potenza del LASER, passando da un livello all'altro di velocità, è stata regolata facendo l'ipotesi di comportamento lineare del sistema, pertanto anch'essa è stata raddoppiata.

Considerando il livello di approssimazione grossolano con cui sono stati definiti i parametri del piano sperimentale, soprattutto per quel che riguarda il comportamento lineare del materiale che non considera molti aspetti della saldatura LASER non facilmente prevedibili, tra cui l'effetto di schermatura plasmatico, ci si è riservati la possibilità di variare alcuni parametri in "*corso d'opera*", in funzione dei reali risultati.

Altra condizione a contorno imposta è stata quella di avere sempre *gap* 0 tra schiuma e profilato, condizione ottenuta esercitando una pressione sulla parte superiore del profilato per mezzo del sistema di fissaggio. Il puntamento del fascio LASER è stato fatto in corrispondenza della linea ideale di separazione schiuma-profilato, come mostrato dalla Figura 4.10, mentre il fissaggio dei provini alla tavola di lavoro è stato assicurato da barre d'acciaio bullonate alla superficie di appoggio (vedi Figura 4.11).

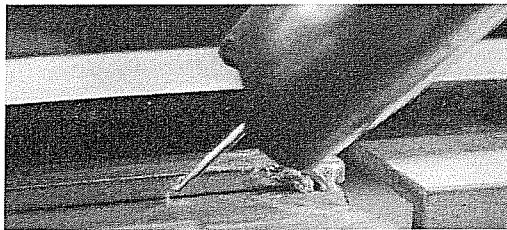


Figura 4.10 - Puntamento del fascio Laser

¹⁰ Si ricorda che $Z\alpha = 0$ mm corrisponde a puntare il fascio LASER sull'ideale linea di separazione pelle-profilato e un suo valore positivo corrisponde a puntare il LASER sul bordo del profilato.



Figura 4.11 - Fissaggio dei provini

La seguente tabella riassume la definizione del *set* per le prime prove previste, in cui Pb è il *set* di parametri a valori bassi e PH è quello a valori alti:

Pb	P _I = 40% (2400 W)	PH	P _I = 80% (4800 W)
	Vg = 1500 mm/min		Vg = 3000 mm/min
	Vw = 4500 mm/min		Vw = 9000 mm/min

Tabella 4.5 - Definizione del *set* di parametri Pb e PH

	Previste		Effettuate	
	Pb	PH	Pb	PH
T=26 V	AFS05	AFS08	AFS05	NO
T=28 V	AFS06	AFS09	AFS06	AFS08
T=30 V	AFS07	AFS10	AFS07	NO

Tabella 4.6 - Prove previste e quelle di fatto realizzate

Come indicato nella precedente tabella, alcune prove previste non sono state eseguite in quanto, durante l'esecuzione delle prove, era evidente che i valori previsti non avrebbero prodotto dei buoni risultati e, pertanto, li si è cambiati con un *set* che, in prospettiva, presentasse maggiori probabilità di conferire stabilità al procedimento.

Per tutte le prove i parametri MIG e geometrici comuni sono stati i seguenti:

MIG			Geometrici		
[A]	[A]	Hz	mm	mm	mm
I _p	I _m	Fr	f	H	Z α
380	60	176	0	16	0

Tabella 4.7 - Parametri fissi delle prove

4.3.2 AFS05 (MIG 26 V, Pb)

In tabella sono riportati i parametri utilizzati; per le due prove si sono impostati gli stessi parametri (sia quelli elettrici che geometrici), ma il monitoraggio ha mostrato una variazione del passo p tra le due prove che non ha permesso di mantenere l'arco in posizione ottimale, ma spostandolo leggermente indietro rispetto al LASER.

Parametri Letti MIG				
	[V]	[A]	Watt	mm
Id	Tr	I_mr	P	p
AFS05_1	31,5	91	2300	-1,0
AFS05_2	31,5	74	1940	0,5

Tabella 4.8 - Parametri caratterizzanti AFS05_1 e AFS05_2



Figura 4.12 - Cordone AFS05_1

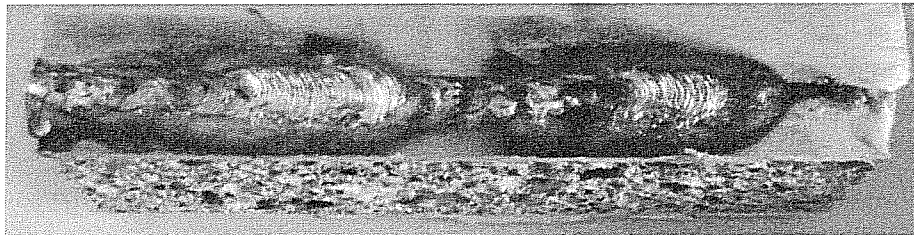


Figura 4.13 - Cordone AFS05_2

I cordoni appaiono regolari ed a tratti, purtroppo per AFS05_2 si è riscontrato anche un leggero disallineamento del filo durante la prova, problema dovuto al sistema di alimentazione del materiale d'apporto.

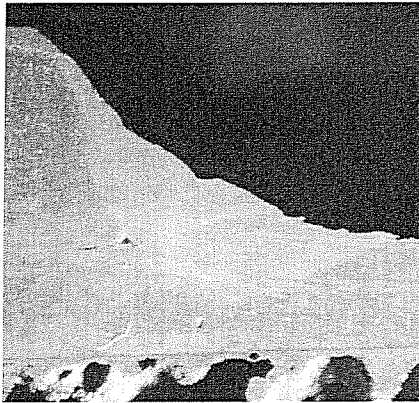


Figura 4.14 - Macrografia AFS05_1

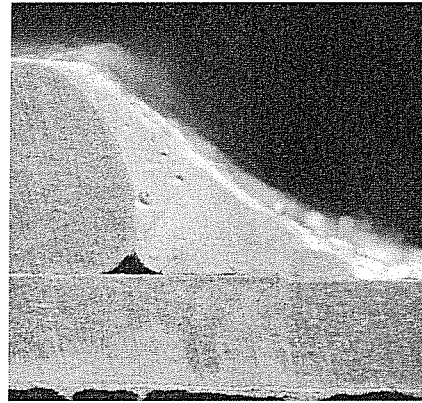


Figura 4.15 - Macrografia AFS05_2

Le due macrografie hanno evidenziato che il bordo del profilato è fuso quasi completamente, tranne nella parte inferiore dove si nota la mancanza di fusione del bordo. La macrografia AFS 05_1 mostra una penetrazione nello *skin*

con una profondità pari a circa la metà dello spessore della pelle. La macrografia di AFS 05_2, invece, mostra l'assenza totale di penetrazione nella pelle e l'evidente incollatura tra le due macrostrutture, nonché la presenza di cavità e porosità.

I risultati osservati sono collegabili ad un mancato effetto di penetrazione del LASER che, in queste prove, ha fornito la sua energia esclusivamente per indurre un aumento della concentrazione di ioni vicino la zona dello *spot* e quindi migliorare, anche se non in maniera ottimale, la stabilità dell'arco elettrico. Va qui ricordato che una velocità del filo di soli 4,5 m/min è estremamente limitata, se associata a velocità di movimento di 1,5 m/min, per cui in assenza del LASER i risultati sarebbero stati ancora peggiori.

4.3.3 AFS06 (MIG 28 V, Pb)

Queste prove differiscono per l'aumento di tensione impostata rispetto alle precedenti.

Id	Parametri Letti MIG			
	[V]	[A]	Watt	mm
AFS06_1	30.3	73	2000	2 ÷ 3
AFS06_2	31	81	2030	2 ÷ 3

Tabella 4.9 - Parametri caratterizzanti AFS06_1 e AFS06_2

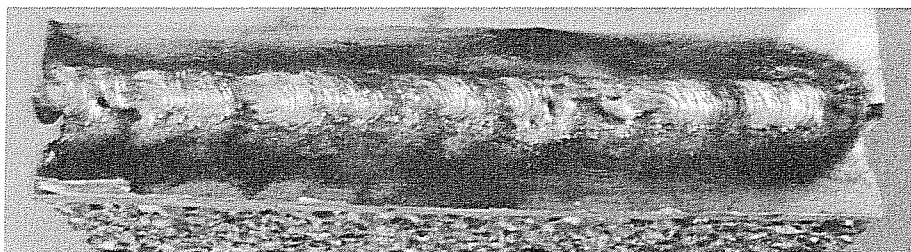


Figura 4.16 - Cordone AFS06_1

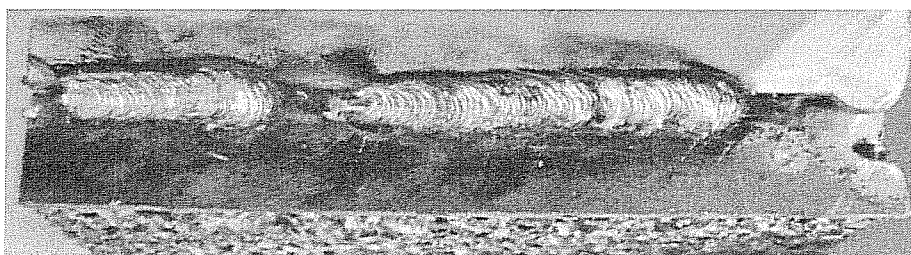


Figura 4.17 - Cordone AFS06_2

L'aumento della tensione sembra avere prodotto un aumento della stabilità del processo e un miglioramento della regolarità del cordone, anche se il suo aspetto è ancora discontinuo. Le zone "omogenee" risultano abbastanza regolari in termini di larghezza e disposizione delle onde.

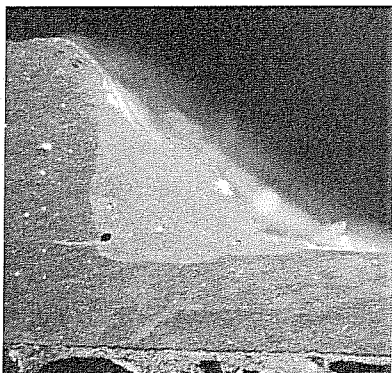


Figura 4.18 - Macrografia AFS06_1

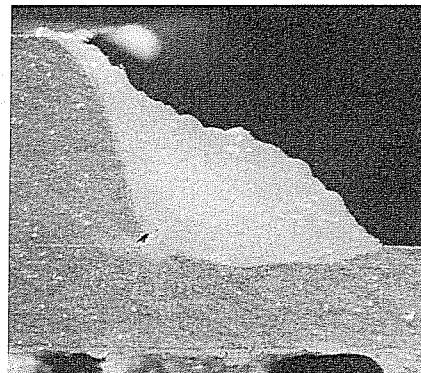


Figura 4.19 - Macrografia AFS06_2

Le macrografie mostrano un accenno di penetrazione, anche se nella parte inferiore del profilato a C è ancora visibile una mancanza di fusione, anche se meno marcata del caso precedente, in corrispondenza dell'arrotondamento del bordo inferiore. La forma arrotondata della prima macrografia e la posizione interna alla zona fusa, indica quasi certamente la presenza di gas che non sono potuti effluire in vicinanza di una zona a fusione parziale.

Anche in questo caso, come già detto per le prove AFS05, il LASER ha funzionato essenzialmente come stabilizzatore dell'arco, dato che il valore di p è pari a 2-3 mm e ciò fa sì che il LASER vada ad impattare direttamente la lega AA 6060 dello *skin*. Il maggiore livello di tensione di arco impostato ha portato comunque a risultati più omogenei.

4.3.4 AFS 07 (MIG 30 V, Pb)

Questa è l'ultima prova prevista con il *set* di parametri "bassi" e si differenzia dalla precedente per aver innalzato la tensione impostata a 30V.

Id	Parametri Letti MIG			
	[V]	[A]	Watt	Mm
	Tr	I_mr	P	P
AFS07_1	33,3	53	1750	0,0
AFS07_2	32,8	52	1710	0,0

Tabella 4.10 - Parametri caratterizzanti AFS07_1 e AFS07_2

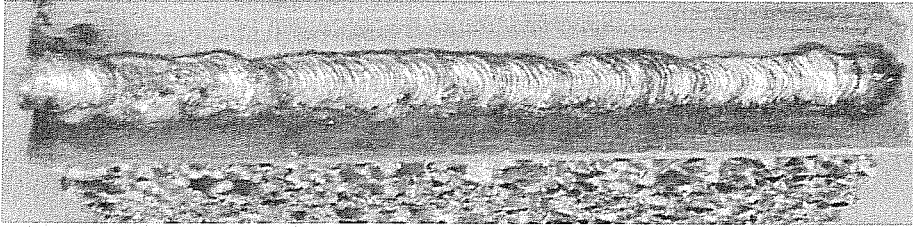


Figura 4.20 - Cordone AFS07_1

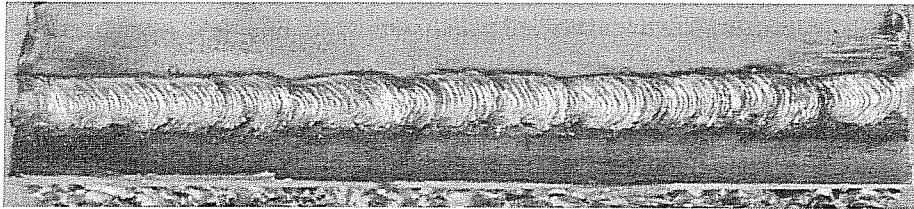


Figura 4.21 - Cordone AFS07_2

L'ulteriore incremento della tensione ha migliorato l'aspetto del cordone che risulta molto più regolare del caso precedente e senza interruzioni dell'innesco, così come mostrano le precedenti figure; va evidenziato che, per queste due prove, il parametro p è stato meglio controllato ed è risultato pari a 0 mm e costante nelle due prove. In entrambi i casi è da segnalare una leggera variazione della larghezza del cordone che non si mantiene costante.

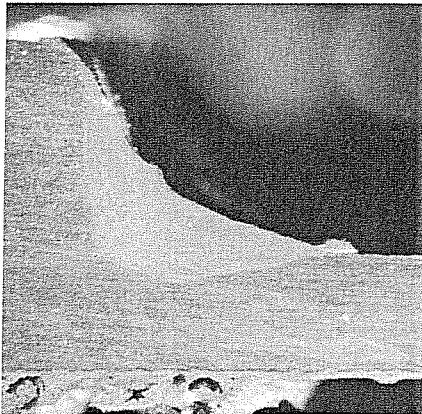


Figura 4.22 - Macrografia AFS07_1

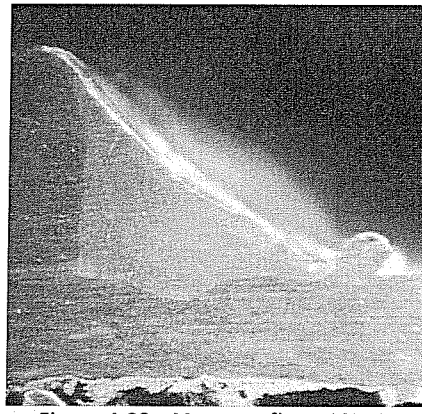


Figura 4.23 - Macrografia AFS07_2

Le macrografie mostrano una buona fusione del bordo del profilato, compresa la parte inferiore, e un minimo di penetrazione nelle pelli dell'AFS perché, pur se il LASER non ha investito direttamente il filo d'apporto, ha però impattato in una zona dove erano presenti delle gocce fuse di materiale d'apporto maggiormente assorbenti il fascio, migliorando nel complessivo l'accoppiamento LASER-materia; questo comportamento è spiegato anche dalla

minore potenza MIG misurata proprio perché il calore fornito dal LASER contribuisce anche alla fusione del filo.

4.3.5 Conclusioni prove con set parametri bassi (Pb)

Le 6 prove hanno mostrato come il processo sia particolarmente sensibile al parametro "p", che i valori di tensione crescente tendano a conferire maggiore stabilità all'arco e che per valori inferiori a 28 V il processo è instabile. Allo stesso tempo si è potuto verificare quanto i parametri letti, provenienti dal generatore MIG, siano influenzati dall'effetto del LASER.

4.3.6 AFS08(MIG 28 V, PH)

Di seguito sono riportati i risultati delle prove effettuate con l'aumento di velocità del *gantry*. Come verrà spiegato in seguito, effettuate le prime prove del piano sperimentale, di cui si riporta solo quella più significativa, si è cercato un set di parametri tale da stabilizzare il procedimento a velocità elevate.

Id	Parametri Letti MIG			
	[V]	[A]	Watt	mm
AFS08 1	Tr	I _{mr}	P	p
AFS08 1	12,3	32	910	-1,0
AFS08 2	12	36	1210	-1,0

Tabella 4.11 - Parametri caratterizzanti AFS08

Dalla sequenza di prove si è escluso valore di tensione MIG di 26V poiché con l'incremento della velocità di saldatura, pur aumentando la velocità del filo d'apporto, il rischio di instabilità dell'arco era assai elevato.

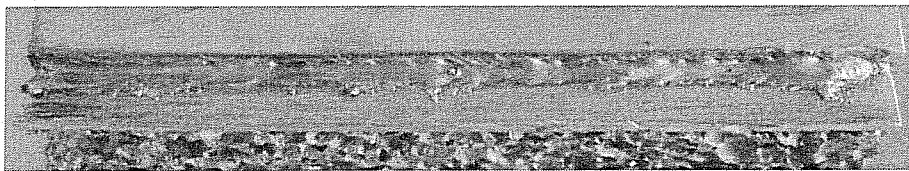


Figura 4.24 - Cordone AFS08_1



Figura 4.25 - Cordone AFS08_2

Il monitoraggio dell'esecuzione della prova ha mostrato l'innescò del *keyhole*, favorito dall'elevata potenza LASER, accompagnata da un abbassa-

mento della potenza MIG rispetto alla prova AFS06 (circa 2000W per le AFS06 contro 1050 W medi attuali).

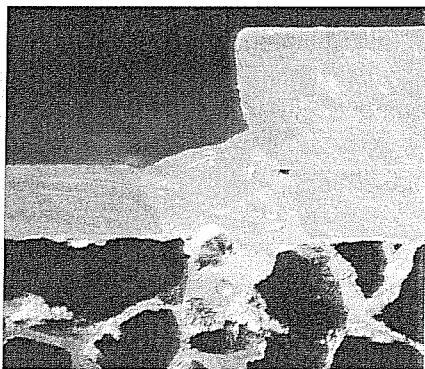


Figura 4.26 - Macrografia AFS08_1

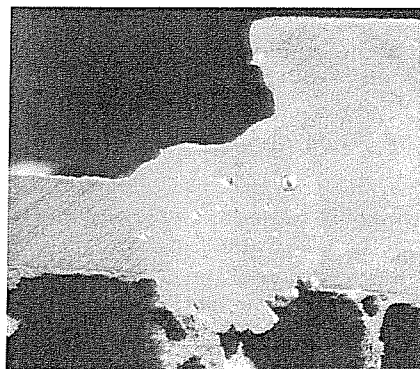


Figura 4.27 - Macrografia AFS08_2

Purtroppo l'analisi visiva, ovviamente confermata dall'analisi macrografica, delle prove AFS08_1 e AFS08_2 ha mostrato la presenza di materiale d'apporto penetrato nel *core* ed ha incontrato del materiale con una elevata quantità di elementi contaminanti. In particolare è ipotizzabile la decomposizione dei residui dell'agente schiumante¹¹ provocando lo sprigionamento di gas; il gas proveniente dal *core* ha avuto come effetto la generazione di fenomeni di *sputtering* di materiale fuso, allontanando parzialmente il materiale d'apporto dalla zona di lavoro¹². Inoltre, lo sfondamento della pelle del pannello ha prodotto l'allontanamento della zona di azione delle sorgenti inducendo un'insufficiente fusione del bordo del profilato.

La prova successiva, prevista con tensione a 30V e *set* di parametri PH, non è stata eseguita poiché l'aumento di tensione non avrebbe introdotto migliorie ai risultati e si è data precedenza alla ricerca del *set* di parametri che donasse stabilità al processo¹³. Data la poca letteratura disponibile, riguardo le condizioni specifiche di saldatura di questi materiali, si è cercato di sfruttare i dati dei precedenti piani e di altre campagne su leghe leggere per operare delle scelte ragionate sui possibili *set* di parametri da utilizzare.

¹¹ In corrispondenza del cordone sono presenti dei "fori" con accumulo di materiale "polveroso", di evidente diversa natura dei particolati normali di una saldatura ibrida

¹² A fine processo si sono notati residui di materiale nella zona intorno all'area di lavoro, sul piano del *gantry*.

¹³ Questa ipotesi è stata poi confermata dalla prova AFS11_1 e AFS11_2, che non solo ha utilizzato tensione MIG T = 30V, ma anche potenza laser impostata al 55% (circa 3300W).

Interessante è osservare come l'incremento della potenza LASER, oltre ad un maggiore effetto di penetrazione abbia indotto anche una riduzione dei valori reali di tensione e corrente media del generatore MIG. Ciò deriva dal fatto che, la maggiore potenza LASER induce un superamento di un valore di soglia che consente di innescare un processo di saldatura profonda, in grado di fondere il materiale base e concorrere alla fusione del materiale d'apporto, che induce una minore erogazione di energia da parte della sorgente ad arco.

4.3.7 AFS09_2 e AFS09_3 (MIG 28 V)¹⁴

In base al risultato della AFS08 la strada seguita per ridurre la potenza termica introdotta è stata di agire sulla potenza LASER e le prove successive (AFS09_02 e AFS09_3) sono state effettuate come la AFS08, ma riducendo la potenza LASER, per limitare gli effetti di penetrazione.

Id	Parametri Letti MIG			
	[V]	[A]	Watt	%
AFS09_2	19,5	121	3090	60%
AFS09_3	18,8	126	2980	50%

Tabella 4.12 - Parametri caratteristici di AFS09_2 e AFS09_3

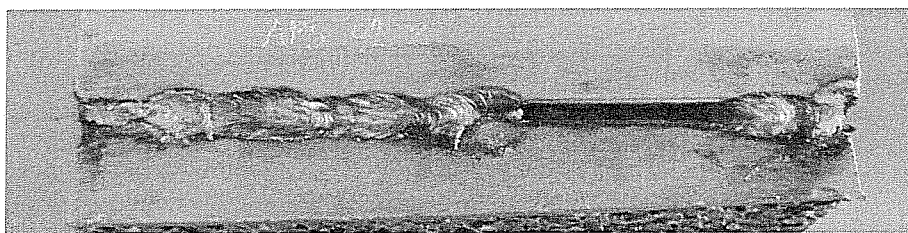


Figura 4.28 - Cordone AFS09_2



Figura 4.29 - Cordone AFS09_3

¹⁴ La AFS09_1 non è riportata in quanto si è verificato un problema con lo svolgi-raddrizzatore del filo d'apporto vanificando la prova poi ripetuta con la AFS09_2

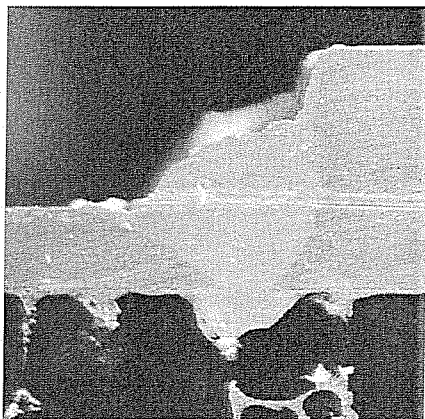


Figura 4.30 - Macrografia AFS09_2



Figura 4.31 - Macrografia AFS09_3

I cordoni delle prove AFS09_2 e AFS09_3 sono regolari a tratti, segno che la scelta di ridurre la potenza termica produce un miglioramento rispetto al caso precedente, anche se continua ad aversi un eccesso di penetrazione. Ciò, da un lato indica che la potenza di soglia affinché vi sia il passaggio da LASER riflesso a LASER assorbito è maggiore del 40% della regolazione e inferiore al 60%, quest'ultimo dato osservando la prova esplorativa AFS01, ed è probabile che la maggiore velocità di processo induca una minore schermatura plasmatica del fascio LASER.

4.3.8 AFS09_4 (MIG 28 V,) AFS10_1 e AFS10_2 (MIG 28 V)

Dalle osservazioni fatte in chiusura dell'analisi delle prove AFS09_2 e AFS09_3 si sono condotte le AFS09_4, le AFS10_1 e AFS10_2, di cui si riporta il set di parametri comuni.

Parametri Impostati MIG						
[V]	[A]	[A]	Hz	mm	mm	Mm
T	I _p	I _m	Fr	f	H	P
28	380	60	176	0	18	-1,0

Tabella 4.13 - Parametri comuni delle prove

Parametri Letti MIG							
	[V]	[A]	Watt	mm/min	mm/min	%	mm
Id	Tr	I _{mr}	P	V _g	V _w	P L	Z α
AFS09_4	21	178	4020	2400	7200	50%	0.0
AFS10_1	20	174	3730	2400	7500	55%	0.5
AFS10_2	15,8	194	3730	2400	7500	55%	0.5

Tabella 4.14 - Parametri caratterizzanti AFS09_4 e AFS10_1 AFS10_2

La scelta è caduta su questi parametri in quanto si vuole ridurre la potenza MIG e, considerando che l'autostabilità dell'arco è tale che la corrente regolata dal generatore (e quindi la potenza) è relazionata alla velocità del filo di apporto, si è ridotta (con la AFS09_4) la velocità del filo del 20% (da 9000 a 7200 mm/min) e di conseguenza anche il *gantry* è stato portato all'80% di 3000 mm/min (2400 mm/min).

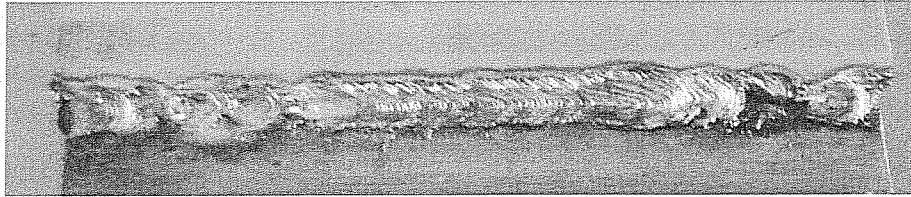


Figura 4.32 - Cordone AFS09_4



Figura 4.33 - Cordone AFS10_1



Figura 4.34 - Cordone AFS10_2

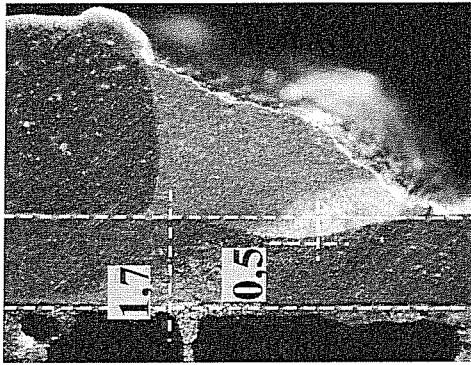


Figura 4.35 - Macrografia AFS09_4

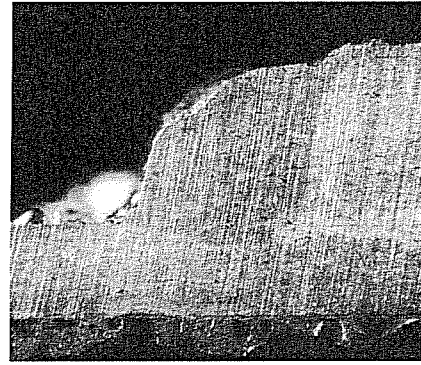


Figura 4.36 - Macrografia AFS10_1

Dall'analisi visiva e dalla macrografia i risultati migliori si sono ottenuti nella prova AFS09_4 e globalmente sono migliori per velocità di passata più basse. La fusione dei lembi, nelle zone migliori del cordone, sono complete con una penetrazione di quasi il 30% dello spessore. Volendo aumentare ancora la penetrazione per le due prove successive si è aumentata la potenza LASER dal

50 al 55% e anche la potenza MIG è stata incrementata agendo sulla velocità del filo. Inoltre, il bordo del profilato appare fuso in maniera insoddisfacente nella AFS09_4, per cui per si è proceduti a puntare il LASER leggermente sul bordo del profilato così da far giungere su di esso una quota di calore maggiore rispetto alle prove fatte fino ad ora

Le prove AFS10_01 e AFS10_02 non hanno mostrato significativi miglioramenti rispetto alla prova AFS09_4, anche se il bordo del profilato risulta fuso adeguatamente.



Figura 4.37 - Cordone di una delle due prove AFS11

Sono state condotte altre due prove, le AFS11_1 e AFS11_2, con valori di tensione più alti ($T = 30\text{ V}$) e potenza LASER al 55% (per aumentare la penetrazione), ma i risultati ottenuti sono decisamente peggiori del caso precedente, con evidenti eccessi di penetrazione e numerosi “sbuffi”, derivanti dallo sprigionamento dei gas presenti nelle cavità della schiuma e dall’ulteriore dissociazione del materiale schiumante (vedi Figura 4.37). Si sottolinea il fatto che questa prova ha anche confermato la correttezza della scelta iniziale di non effettuare le prove con questa tensione e *set* di parametri PH.

4.3.9 Conclusioni

Da questa campagna di prove è emerso che il migliore valore, per quanto riguarda la potenza LASER utilizzabile, è intorno al 50% - 55% della potenza massima equivalente a circa 3000 - 3300W (la potenza effettiva sul pezzo va ridotta del 18% data la perdita per riflessione sugli specchi). I test hanno mostrato l’estrema delicatezza nella regolazione dei parametri, in particolare i risultati sono molto dipendenti anche dalla velocità del *gantry* e del filo, con la tendenza a stabilizzare il processo a velocità più prossime ai valori del *set* di parametri Pb che si dovranno scegliere come base di partenza per le successive prove per la rimozione dell’ipotesi di *gap* 0 tra profilato e pannello AFS.

La difficile controllabilità di alcuni parametri, con particolare riferimento al parametro “p”, introduce delle incertezze sulle possibili cause di insuccesso di alcune prove, pertanto bisogna cercare un modo per ridurre tale variabilità, che sia trasferibile ad un processo industriale e limiti la discrezionalità dell’operatore nel regolare i parametri geometrici.

4.4 *Piano Sperimentale 2*

4.4.1 *Sommario*

Questa fase affrontata e cerca di superare le problematiche della saldatura, così come ideata, in condizioni reali; nello specifico, si è rimossa l'ipotesi di *gap* 0 tra pannello e profilato, ci si è posto l'obiettivo di ricercare il *set* di parametri migliori del processo di saldatura e si intende risolvere la problematica della variazione dei parametri geometrici, che si verifica durante l'esecuzione delle saldature controllando meglio la configurazione di saldatura, utilizzando anche specifiche attrezzature che riducano al minimo le interferenze introdotte dalle distorsioni termiche.

Il punto di partenza del presente piano raccoglie i frutti del precedente, per quanto concerne le indicazioni relative ai parametri da impostare, rimuove l'ipotesi di *gap* 0 e indaga su quali siano i valori di $Z\alpha$ più idonei per la fusione adeguata del bordo del profilato. Per consentire una controllabilità del *gap* lo si è regolato comprimendo le alette del profilato con le attrezzature di fissaggio; le indicazioni avute in tal senso ci hanno permesso di indagare gli effetti che il *gap* ha sulla stabilità del procedimento.

Per quanto concerne la pratica operativa, l'impostazione di $Z\alpha$ è stata fatta spostando la testa verso il pezzo, movimento che si traduce in pratica a puntare più in alto rispetto alla linea inferiore del profilato; infatti, considerando che in questo piano si è preferito cambiare l'inclinazione della testa portandola da 30° a 45° , per incrementare lo spessore virtuale dello *skin* dell'AFS visto dal LASER e ridurre il rischio di completa penetrazione dello stesso, lo spostarsi verso il profilato equivale a spostarsi nella direzione perpendicolare della stessa quantità. Per quanto riguarda la portata dell'elio la si è lasciata inalterata a 95 Nl/min.

Su alcune prove sono riportati due valori del *gap* che sono da intendersi come *gap* misurato agli estremi (il primo valore) ed al centro; infatti, le attrezzature di *clamping* tendevano ad inflettersi per cui provocavano questa differenza.

L'elevata riflettività alla radiazione LASER CO_2 della lega utilizzata per lo *skin* non permette l'assorbimento efficiente dell'energia proveniente dalla sorgente LASER e si è visto, con il precedente piano sperimentale, che facendo impattare il LASER sul filo d'apporto o in una zona adiacente lo *spot*, si ha un netto aumento della percentuale di radiazione assorbita. Pertanto si è sfruttato questo comportamento impostando il passo "p", tra sorgente LASER e filo, negativo.

I valori comuni impostati, salvo dove esplicitamente indicato, sono i seguenti:

Parametri Impostati MIG										
[V]	[A]	[A]	Hz	mm/min	mm/min	%	Watt	mm	mm	Mm
T	I _p	I _m	Fr	V _g	V _w	P _L	P _{Las}	f	H	P
28	380	60	176	1500	4500	50%	3000	0	18	-1

Tabella 4.15 - Parametri fissi della maggiorparte delle prove

Sulle foto dei cordoni sono riportate delle linee tratteggiate che indicano la zone ove si è proceduto al sezionamento per effettuare le macrografie.

4.4.2 AFS12

Queste prime prove sono state condotte considerando le conclusioni del precedente piano sperimentale, mentre la potenza LASER di partenza è stata impostata leggermente inferiore rispetto alla soglia del 50% (circa 3000 W) per essere sicuri di non fondere interamente lo spessore della pelle dell'AFS. Le prove AFS12_3 e AFS12_4 sono state effettuate a 29V per valutare gli effetti di un aumento della potenza MIG rispetto a quella LASER; è stato anche valutato l'impiego di Z α di circa 1 mm per ridurre il rischio di sfondamento della pelle e fondere meglio il profilato.

Id	Tensione MIG	Parametri Letti MIG							
	[V]	[V]	[A]	Watt	%	Watt	mm	Mm	
	T	Tr	I _{mr}	P	P _L	P _{Las}	Z α	GapT	
AFS12_1	28	33,3	51	1740	45%	2770	0	0 \pm 0,5	
AFS12_2	28	33,8	48	1630	45%	2800	0	0 \pm 0,5	
AFS12_3	29	33,5	58	1930	45%	2850	1,0	0	
AFS12_4	29	28,5	110	2290	45%	2850	1,0	0,35 \pm 0,55	

Tabella 4.16 - Parametri caratterizzanti le prove AFS12



Figura 4.38 - Cordone AFS12_1

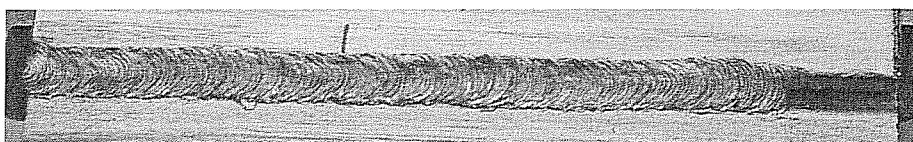


Figura 4.39 - Cordone AFS12_2

L'aspetto dei cordoni è abbastanza regolare, non si sono verificati fenomeni di *sputtering* e non si notano incisioni marginali.

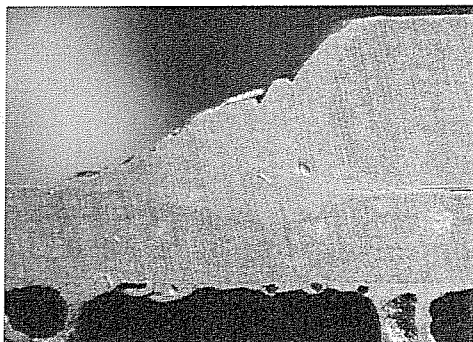


Figura 4.40 - Macrografia AFS12_1



Figura 4.41 - Macrografia AFS12_2

Le macrografie AFS12_1 e AFS12_2 mostrano come con questi parametri si riesca ad ottenere una buona fusione sia della pelle sia del profilato con una buona evidenza di penetrazione LASER.

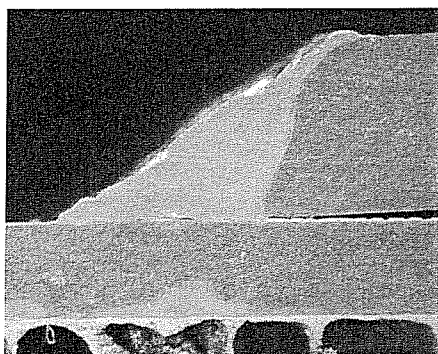


Figura 4.42 - Macrografia AFS12_3

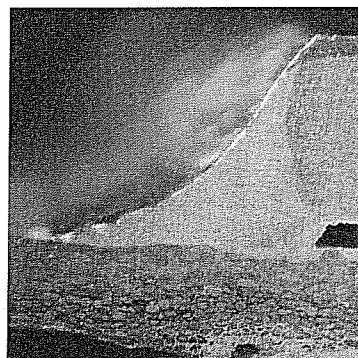


Figura 4.43 - Macrografia AFS12_4

La focalizzazione sul profilato ($Z\alpha=1$) delle prove ALF12_3 e AFS12_4 provoca, pur permettendo di mantenere un buon aspetto superficiale, una riduzione complessiva della penetrazione del LASER. Molto probabilmente questo comportamento, più che legato ad una corrispondente variazione di focalizzazione del LASER è legato alla variazione al parametro "p" come si può osservare dal correlato incremento della potenza d'arco che provoca una corrispondente riduzione di energia LASER efficace.

4.4.3 AFS13

Questa serie di prove analizza gli effetti della variazione della tensione, impostata a 27 V, e della potenza del LASER, da 45 a 50% (circa 3000 W), si inducono dei miglioramenti al procedimento. Allo stesso tempo è stato variato l'allineamento del LASER rispetto bordo inferiore del profilato ed è stato valutato se il maggiore gap possa essere compensato da un'ulteriore quantità di filo d'apporto; tenendo presente, ovviamente, quanto verificato fino ad ora: ossia ci si aspetta un incremento dell'energia reale fornita dall'arco che probabilmente inibirà gli effetti del LASER.

Id	Tensione MIG	Parametri Letti MIG							
	[V]	[V]	[A]	Watt	%	Watt	mm/min	mm	Mm
	T	Tr	I_mr	P	P_L	P_Las	Vw	Zu	Gap
AFS13_1	27	34	53	1780	50%	3200	4500	0,7	0,30
AFS13_2	27	28,8	114	2650	50%	3200	4500	0,75	0,25±0,5
AFS13_3	27	34,5	57	1880	50%	3200	5000	0,4	0,35
AFS13_4	27	33,3	87	2750	50%	3000	7000	1,6	0,95

Tabella 4.17 - Parametri per le prove AFS13

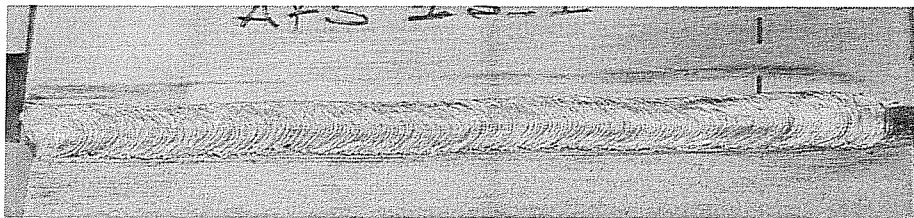


Figura 4.44 - Cordone AFS13_1

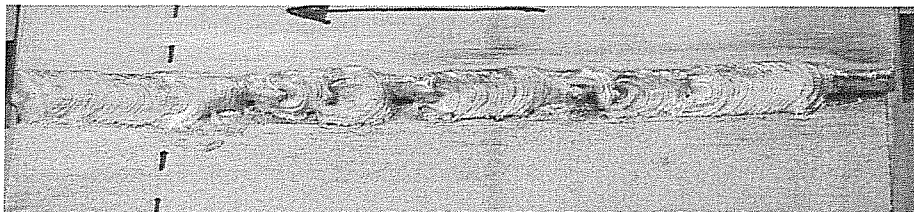


Figura 4.45 - Cordone AFS13_2

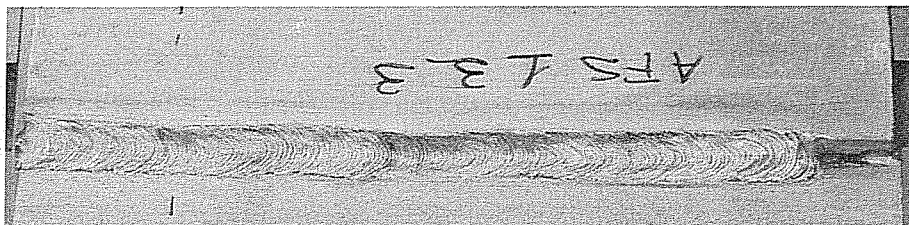


Figura 4.46 - Cordone AFS13_3

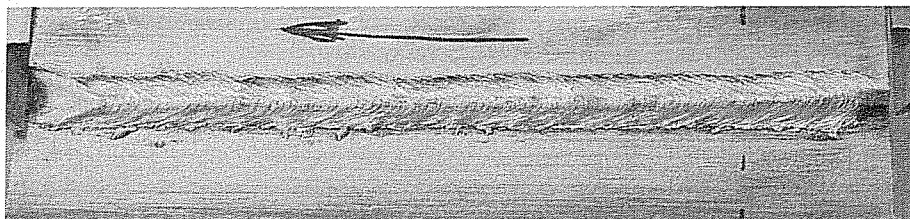


Figura 4.47 - Cordone AFS13_4

L'estetica dei cordoni è sufficientemente regolare, tranne per la seconda prova dove si è potuto osservare una destabilizzazione del processo nella parte più consistente del *gap* per poi riprendere la regolarità, quando il *gap* si è ridotto verso la fine della traiettoria. La prova AFS13_3 è simile alla AFS13_1 pur avendo incrementato di circa il 10% la velocità del filo. Ciò indica che in queste condizioni si raggiunge un giusto equilibrio fra potenza dell'arco e potenza LASER, con una buona tolleranza al parametro $Z\alpha$. Come anticipato, per la prova AFS13_4 si è immesso più materiale d'apporto per compensare l'elevato *gap*. Questo materiale è stato fuso in maniera corretta, ma si è rivelato eccessivo cambiando la forma del cordone da concavo a convesso, forma non desiderata.

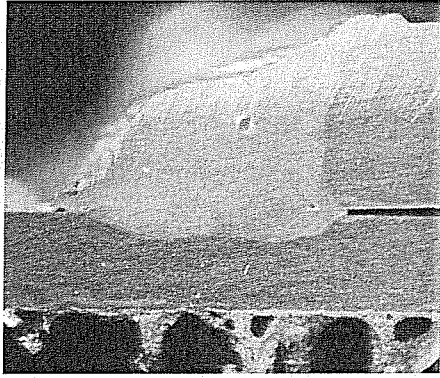


Figura 4.48 - Macrografia AFS13_1

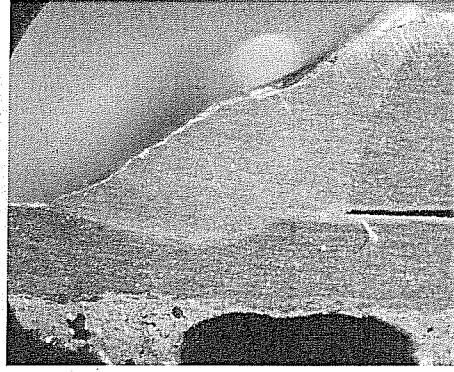


Figura 4.49 - Macrografia AFS13_2

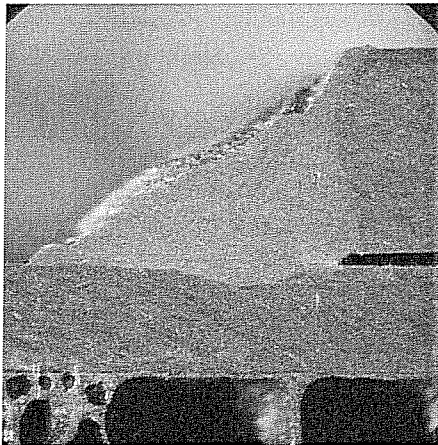


Figura 4.50 - Macrografia AFS13_3

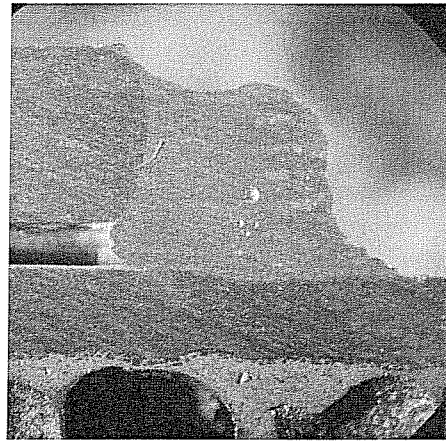


Figura 4.51 - -Macrografia AFS13_4

Le macrografie mostrano una buona fusione dei lembi, anche se sarebbe stata auspicabile una penetrazione maggiore nella pelle del profilato, ed evidenti porosità. Le ultime due prove confermano che l'aver aumentato la potenza d'arco ha ridotto l'effetto di penetrazione del LASER CO₂, producendo una fusione delle *skins* molto limitata.

4.4.4 AFS14 e AFS15

Id	MIG	Parametri Letti MIG			Mm/min	mm/min	mm	Mm
	[V]	[V]	[A]	Watt				
AFS14_1	27	34	53	1780	1700	7000	1,6	1,10
AFS14_2	27	28,8	114	2650	1700	7000	0,7	0,25
AFS14_3	27	34,5	57	1880	1700	6000	0,8	0,75
AFS14_4	27	33,3	87	2750	1700	5500	0,9	0,60

Tabella 4.18 - Parametri prove AFS14

Queste prove, tranne la seconda, sono caratterizzate dall'aver un valore del *gap* piuttosto elevato. Per cercare di ridurre la convessità anziché ridurre la velocità del filo si è preferito aumentare la velocità di saldatura e, in base a questa, ricalibrare l'apporto di filo, con il chiaro scopo di cercare un aumento di produttività.

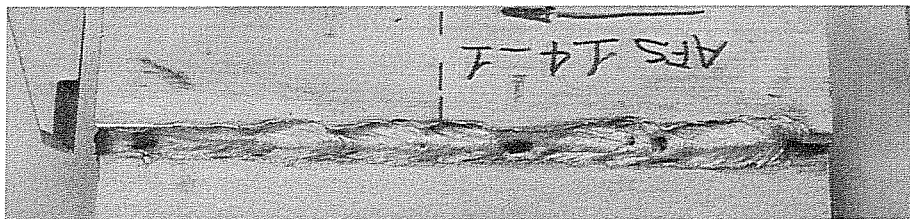


Figura 4.52 - Cordone AFS14_1

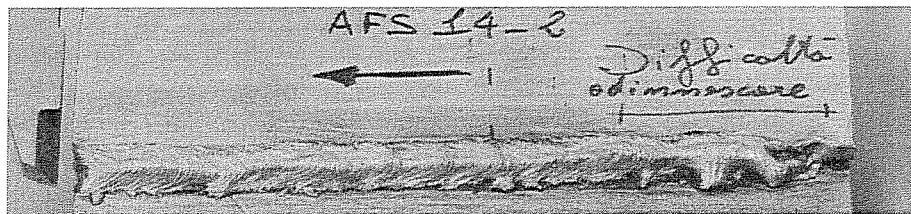


Figura 4.53 - Cordone AFS14_2

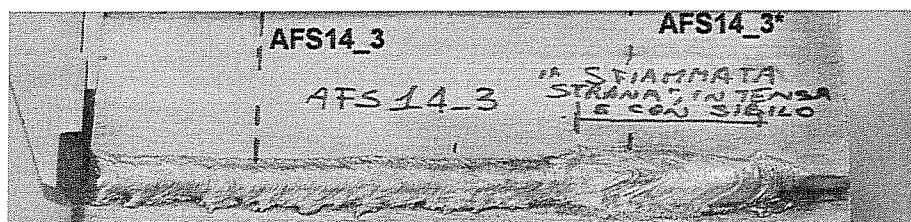


Figura 4.54 - Cordone AFS14_3

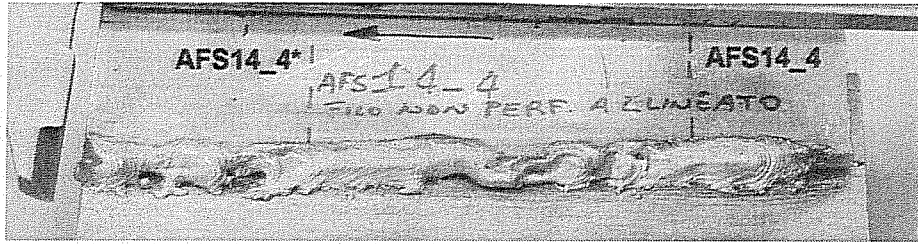


Figura 4.55 - Cordone AFS14_4

Le prove, riportate solo per completezza, non ci hanno dato indicazioni importanti, se non che una riduzione della velocità del filo d'apporto tende a stabilizzare e mantenere l'arco elettrico attivo. Molto importante è stata l'indicazione avuta dalla AFS14_4, che ha mostrato quanto delicato è l'equilibrio da far avere alla disposizione geometrica; infatti, dal monitoraggio della prova è emerso che il filo d'apporto non risultava perfettamente allineato con il LASER e ciò ha completamente destabilizzato il procedimento

Id	Tensione MIG		Parametri Letti MIG							
	[V]	[V]	[A]	Watt	%	Watt	mm/min	mm/min	mm	mm
	T	Tr	I_mr	P	P_L	P_Las	Vg	Vw	za	gap
AFS15_1	27	23,5	142	2560	50%	3000	1700	5500	0,8	0,30
AFS15_2	27	32,5	59	1980	50%	3000	1700	5500	0,5	0,25+0,5
AFS15_3	27	32,5	63	2100	50%	3050	1700	5500	1,7	0,35
AFS15_4	27	29,3	109	2820	50%	3000	1700	5500	0,9	0,95

Tabella 4.19 - Parametri prove AFS15

Per le prove AFS15 si è pertanto ridotto la velocità del filo a 5500 mm/min, praticamente riproponendo i parametri dell'ultima prova AFS14.



Figura 4.56 - Cordone AFS15_1

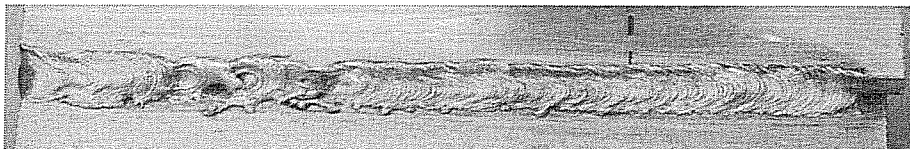


Figura 4.57 - Cordone AFS15_2

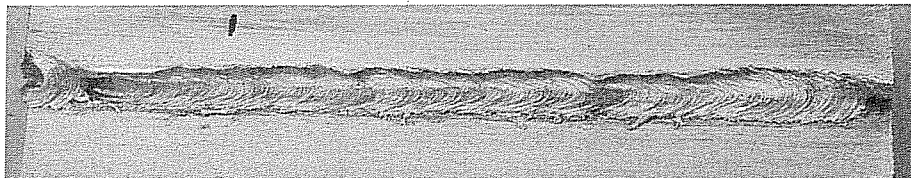


Figura 4.58 - Cordone AFS15_3

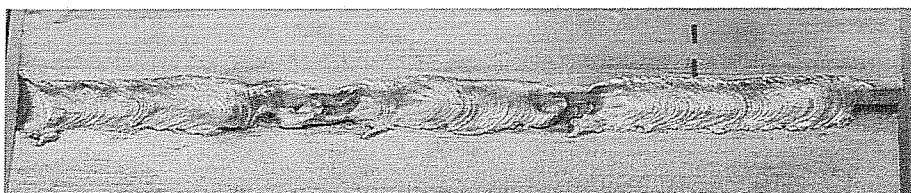


Figura 4.59 - Cordone AFS15_4

La riduzione della velocità del filo ha indotto un lieve miglioramento rispetto alle AFS14, anche se i risultati non sono pienamente soddisfacenti; il risultato più interessante lo si ha analizzando la stabilità del processo in funzione del *gap* e dell'altezza di puntamento del *LASER* ($Z\alpha$). La prima prova a *gap* costante pari a 0,30 mm è inaccettabile, mentre la seconda mostra una stabilità del processo nella parte centrale del cordone, per valori maggiori di 0,30 mm. Questa affermazione è confortata dalla terza prova in cui il *gap* è pari a 0,35 mm accoppiato ad allineamento *LASER* spinto sull'estruso ($Z\alpha=1,7$) mentre il procedimento è di nuovo destabilizzato nella prova AFS15_4 con *gap* elevato.

La seguente macrografia della prova AFS15_03 mostra una buona fusione dei lembi e una leggera fusione, giudicabile sufficiente, dello *skin*. Cosa molto importante è che non sono visibili porosità, pertanto anche la presenza di microporosità non inficerebbe il risultato. Resta però da investigare nella direzione di una riduzione della velocità del *gantry* per poter valutarne gli effetti.

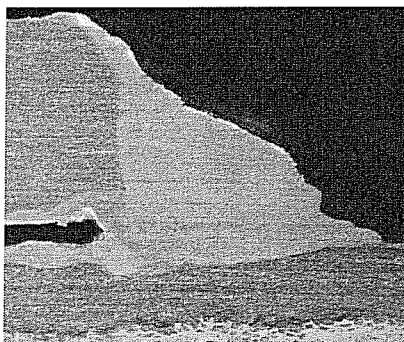


Figura 4.60 - Macrografia della prova AFS15_3

4.4.5 AFS16

Con queste due prove si è indagato, rispetto alla precedente, se ad una riduzione di velocità di saldatura conseguono miglioramenti. Per tali motivi la velocità del *gantry* è stata impostata a 1500 mm/min mentre, per la presenza di forti *gap*, si è cercato di compensare con una quantità di filo maggiore. Inoltre sono stati investigati allineamenti del LASER spinti verso il profilato estruso.

Id	Parametri Letti MIG				mm/min	mm/min	%	Watt	mm	mm
	[V]	[A]	Watt	mm/min						
AFS16_1	32.8	67	1900	Vg	Vw	P_L	P_Las	Zu	gap	
AFS16_2	33.8	67	2100	1500	5500	50%	2960	2.0	1.35	
				1500	5500	50%	3130	1.6	0,15+0,35	

Tabella 4.20 - Parametri delle prove

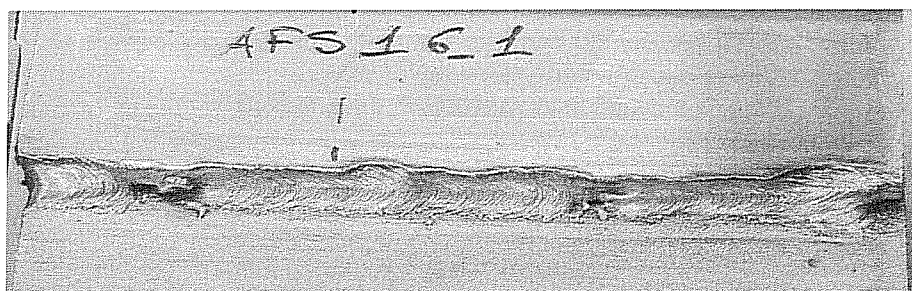


Figura 4.61 - Cordone AFS16_1



Figura 4.62 - Cordone AFS16_2

Come risultato si è ottenuto un leggero miglioramento dell'aspetto estetico del cordone, anche se per grossi *gap* si hanno variazioni consistenti della forma del cordone, legato alla quantità costante del materiale d'apporto, e si nota anche una fusione maggiore del bordo inferiore del profilato. Con *gap* inferiori il cordone non è regolare, ma è risultato comunque continuo per buoni tratti. L'aspetto del secondo cordone risulta troppo convesso, segno di una eccessiva quantità di materiale d'apporto in relazione al *gap* esistente.

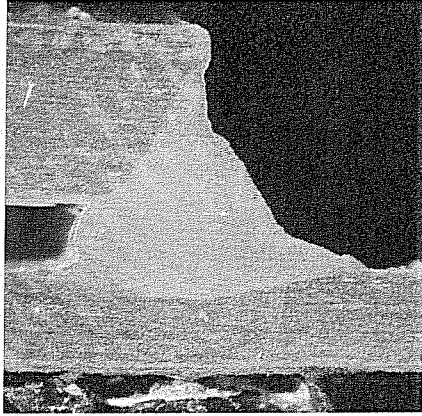


Figura 4.63 - Macrografia AFS16_1

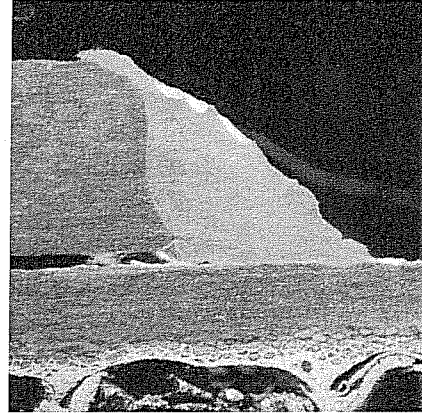


Figura 4.64 - Macrografia AFS16_2

Le macrografie, al contrario, mostrano una situazione migliore, riferita alla profondità di penetrazione, per la prova AFS16_1, mentre nella AFS16_2 il materiale d'apporto risulta solo "incollato" al materiale base e con un eccesso di concavità del cordone in corrispondenza del bordo superiore del profilato. Per quanto riguarda i lembi del profilato, nella seconda prova sembrano ben fusi mentre nella prima risulta una leggera mancanza di fusione, comportamento imputabile alla variazione di $Z\alpha$.

4.5 *Analisi dei due piani sperimentali*

Da questa serie di prove si sono tratte delle utili informazioni per quanto riguarda le criticità del processo. In particolare si è palesato che la presenza di *gap* non eccessivo, fino a 0,5mm, permette di avere un processo più stabile e controllabile, facilita la fusione delle pelli, migliorando la profondità di penetrazione, e facilita l'espulsione di eventuali gas che con *gap* ridotti spesso sono rimasti intrappolati alla base della radice del cordone.

La velocità di saldatura ha giocato un ruolo importante durante le prove, tanto che si è dovuto ritornare ad una velocità di 1500 mm/min con una qualità tendenzialmente migliore con il diminuire della velocità, confermando completamente quanto avuto con il primo piano sperimentale, che ci ha evidenziato un limite analogo. Per una sicurezza sull'innesco e il mantenimento del processo ulteriore riduzione della velocità dovrebbe risultare una giusta scelta.

Le indicazioni delle prime prove ci dicono che il processo è stabile, con il valore di *gap* identificato accettabile, per velocità del filo non superiore a 4500 mm/min e stabilità del processo che si compromette per valori più elevati. Per-

tanto, considerando la diminuzione di velocità del *gantry* appena accennata anche una sua riduzione dovrebbe dare miglioramenti.

I parametri, quindi, di ispezione per le prossime prove che sono estrapolati dall'analisi fin qui condotta sono:

- velocità di passate non superiori a 1400 mm/min;
- velocità del filo comprese fra 4000÷4500 mm/min;
- tensione base 27-28 V;
- *gap* non superiore a 0,5 mm;
- Z_a di circa 1mm rispetto al bordo inferiore della C;
- potenza LASER 50% (3000 W circa) e fuoco in superficie;
- passo relativa filo-LASER di -1 mm, con filo che cade davanti al LASER in assenza di arco.

4.6 *Saldatura in condizioni operative*

A partire dai parametri ricavati dall'analisi dei due piani sperimentali sono state effettuate una serie di saldature di prova su provini AFS di dimensioni 10x10 cm e che hanno dato dei buoni risultati dal punto di vista dell'estetica e della regolarità.

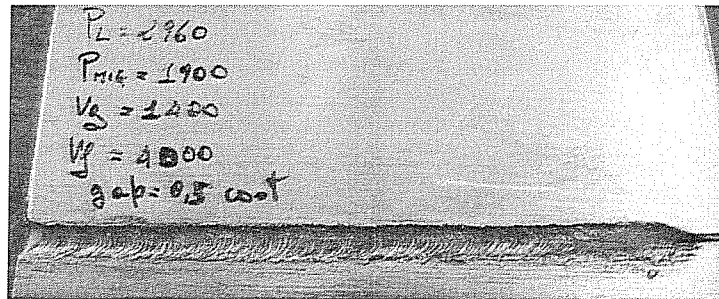


Figura 4.65 - Saldatura con i parametri definitivi, prova AFS 18_1

Il passo successivo è stato il cercare di riprodurre l'effettiva saldatura per realizzare il prototipo di container, ossia giungere a valori di saldatura continua di circa 1m. Per fare ciò si è proceduto per gradi effettuando una serie di saldature man mano più lunghe.

Operando in questo modo, si è visto che la massima lunghezza ottenibile, prima dell'instabilità, è di circa 400mm con aspetto che non mostra la presenza di difetti. Superato tale valore si generano delle instabilità tali da produrre effetti come quelli riportati nella Figura 4.66. Tali effetti sono da ricercarsi nella elevata variabilità del *gap*, favorito anche dalle distorsioni termiche locali che

non possono essere controllate. Il monitoraggio delle prove ha evidenziato una variazione della configurazione geometrica del giunto, non tollerabile dal processo e non prevedibile a priori.

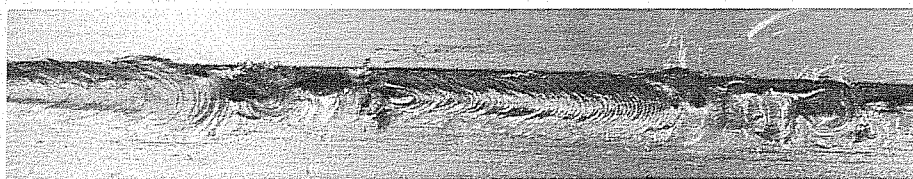


Figura 4.66 - Difetti in saldature eccessivamente lunghe

Quanto osservato pone dei limiti alla giunzione di pannelli AFS a profilati estrusi con saldature di sigillatura in quanto queste dovrebbero essere eseguite a tratti e/o con apparecchiature di inseguimento del giunto capaci di monitorare il *gap* e le eventuali distorsioni e agire sulla traiettoria e sui parametri di saldatura in modo rapido e continuo. Nella Figura 4.41 è mostrato un il migliore risultato raggiunto nella saldatura di ASF ad estrusi con giunzioni d'angolo.

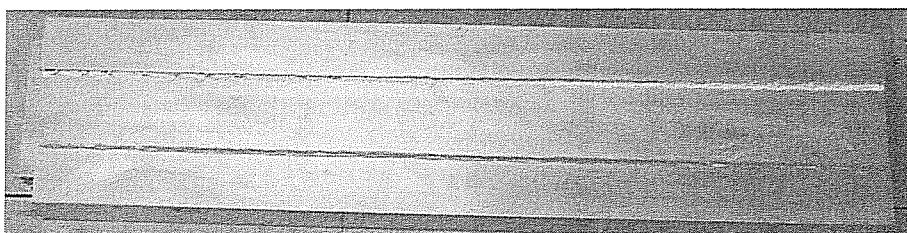


Figura 4.67 - La prova in condizioni operative

4.7 Conclusioni

Il processo di saldatura ibrida risulta molto promettente per la realizzazione di giunzioni dei pannelli AFS con profilati di alluminio estrusi, anche se il processo di per se risulta molto sensibile alle variazioni delle condizioni geometriche e di posizione, quali *gap* e posizionamento relativo filo LASER. Per quanto riguarda la saldatura delle cornici di profilato a C sui pannelli AFS, al momento non risulta efficace data l'impossibilità di tenere sotto controllo alcuni parametri chiave del processo.

Discorso particolare tocca alla presenza del *gap*; infatti ove eccessivo si può pensare ad una compressione delle alette della C tale da indurre una deformazione plastica sufficiente a regolarlo adeguatamente. Nei casi di lieve discordanza tra *gap* ideale e *gap* reale si può operare una lieve compressione con delle pinze, tale da non indurre deformazioni plastiche, a condizione che sia compatibile con i livelli di resistenza a trazione del pannello AFS.

Le conclusioni di queste campagne sperimentali hanno permesso di far emergere alcune importanti informazioni che bisogna tenere in considerazione nella saldatura LASER-MIG per le saldature di sigillatura in particolare in presenza di leghe di alluminio della famiglia 6xxx e con sorgente LASER CO₂ molto sensibile alla schermatura plasmatica. Tuttavia, oltre ad aver messo in luce tutte le difficoltà oggettive nell'armonizzare e controllare un processo di saldatura che vede accoppiate sinergicamente una sorgente ad arco con una LASER, si è potuto dimostrare che le saldature di sigillatura sono fattibili con parametri variabili in funzione delle variazioni geometriche del *gap*. Allo stesso tempo, l'essere riusciti ad effettuare una breve saldatura con un *gap* di 0,95mm rispetto a spessori in gioco di 1,7 e 3 mm conferma l'elevata tolleranza al *gap bridging* della saldatura ibrida LASER-MIG.

In conclusione, da questa prove si hanno i seguenti risultati:

- elevata difficoltà a conciliare i parametri geometrici chiave della saldatura ibrida;
- per materiali altamente riflettenti la radiazione LASER CO₂, la saldatura ibrida LASER-MIG migliora l'assorbimento del fascio LASER perché può impattare sul materiale d'apporto, ad assorbimento più elevato, o nelle vicinanze dell'arco ove è presente una zona meno riflettente per effetto del preriscaldamento effettuato dall'arco;
- per questa particolare configurazione di saldatura e questi materiali, il processo risulta instabile a causa della elevata variabilità delle condizioni geometriche e per le distorsioni termiche indotte;
- elevata tolleranza al *gap bridging* del procedimento;
- non esiste di un unico *set* di parametri che possa coprire la situazione a basso *gap* e quella a *gap* elevato;
- un *gap* di entità superiore a 0,3 mm permette di evacuare in modo soddisfacente i gas, in particolare quelli che si originano dagli elementi basso bollenti, che con *gap* limitato potrebbero rimanere intrappolati nel cordone;
- è possibile compensare la perdita degli elementi di lega basso bollenti, ciò è dimostrato dal non avere avuto l'insorgenza di cricche a caldo durante tutte le prove;
- esiste una velocità limite oltre la quale il processo diventa instabile, indipendentemente dagli altri parametri e condizioni geometriche;
- limitata finestra di variabilità dei parametri MIG, in particolare per quanto riguarda la regolazione della tensione e della velocità del filo d'apporto;

5 SALDATURA DI PANNELLI AFS A PROFILATI DI LEGA DI AL A L

5.1 *Sommario*

Questo capitolo descrive la saldatura di testa di pannelli AFS ad estrusi ad L. La scelta del profilato ad L, rispetto ad altre sezioni, è motivata dall'economicità, dalla disponibilità e dalla semplicità di approvvigionamento, essendo un profilo standard ampiamente utilizzato, oltre che nel settore industriale, anche in quello dei serramenti per l'edilizia. Inoltre, ha dalla sua la semplicità di lavorabilità, data la necessità di dover portare uno dei suoi lati alle dimensioni nominali dello spessore dei pannelli AFS.

Il profilato ad L utilizzato nelle prove è stato ottenuto a partire da un'angolare simmetrico di dimensioni nominali 40x40 mm; in seguito ad una lavorazione di taglio una delle due alette è stata ricondotta alle dimensioni reali dell'AFS da saldare. In questo modo le tipologie di saldature sono di testa a parziale penetrazione.

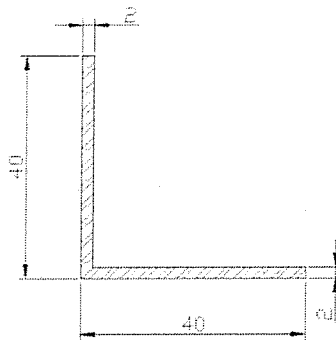


Figura 5.1 - Dimensioni originali

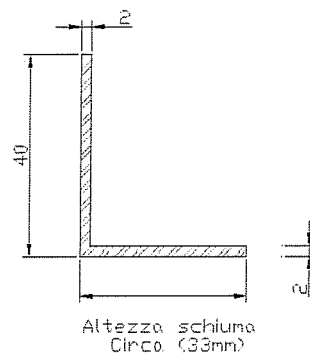


Figura 5.2 - Dimensioni dopo lavorazione

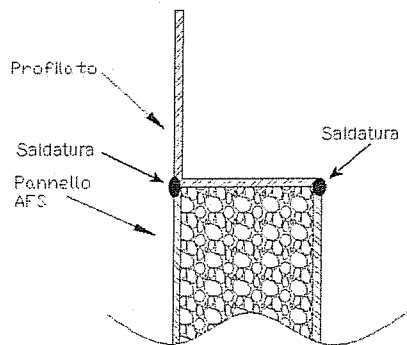


Figura 5.3 - Geometria finale aperture container

Le prime prove esplorative hanno mostrato che la saldatura di testa è molto più controllabile rispetto a quella di sigillatura, grazie ad un più semplice settaggio e controllo dei parametri geometrici di processo, in particolare "p".

Le prove sono state designate con le sigle AFS_Tx e i parametri delle prime prove sono stati estrapolati sulla base dei precedenti piani sperimentali, con la velocità del filo d'apporto leggermente variata per tenere conto della diversa geometria di giunto.

Le condizioni operative di saldatura, sono state impostate in modo tale da poter ottenere un *gap* iniziale tra i lembi da saldare molto piccolo e le prove sono state effettuate partendo dalla velocità di 3000 mm/min¹⁵ per l'apporto di filo e aumentandolo con step di 500 mm/min fino a raggiungere la forma desiderata del cordone.

Risultati importanti di questa serie di prove sono stati: trovare i parametri migliori per la saldatura e mettere a punto una procedura che semplificasse il posizionamento LASER-filo. In questo modo ci si assicura una elevata ripetibilità del processo di saldatura.

La procedura ideata consiste nel mettere a fuoco il LASER sulla superficie del pannello e spostarsi verso di esso di 2 mm; a questo punto, si fa cadere il filo sulla impronta del LASER guida e poi ci si sposta di 2 mm lungo l'asse del LASER, verso l'esterno del pezzo. Così facendo il "p" misurato risulta essere di $2 \pm 2,5$ mm (grandezza variabile poiché è ancora presente una certa soggettività dell'operazione), valore leggermente superiore a quanto dedotto dalla saldatura delle cornici a C, ma che nello svolgimento delle prove si è poi dimostrato efficace. Questa procedura è stata utilizzata a partire dalla quarta prova.

La configurazione della testa è stata cambiata ed è stata posizionata, guardando nella direzione frontale rispetto all'avanzamento, in verticale, mentre nella direzione di avanzamento è stata inclinata di $7,5^\circ$ rispetto alla verticale per evitare il ritorno in cavità delle riflessioni accidentali del raggio.

In un primo momento la torcia è stata posizionata come compare in Figura 4.1 di pagina 75, ma, per motivi di ingombro e poter regolare opportunamente lo *stick-out*, la inclinazione relativa torcia-LASER è stata leggermente aumentata per favorire il passaggio del fascio LASER sulla parte terminale della torcia, ove è ricavato l'incavo della successiva Figura 5.4.

¹⁵ Si è variata la velocità rispetto al caso precedente per tenere conto che in questa geometria c'è meno *gap* da compensare.

L'angolo relativo asse torcia-LASER risulta adesso passato da 37,5° a 39,5°, come mostrato dalla successiva immagine, mentre rispetto alla verticale l'inclinazione risulta essere di 32°.

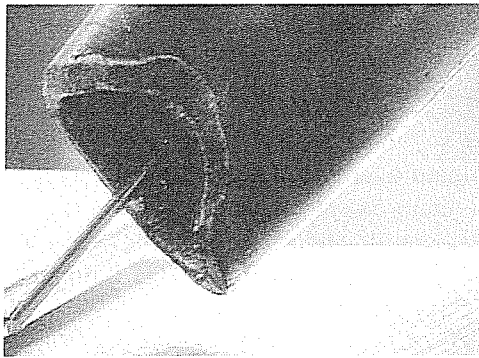


Figura 5.4 - Incavo sulla torcia

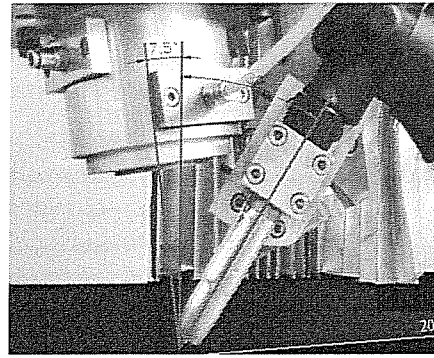


Figura 5.5 - Configurazione del sistema

5.2 Prove sperimentali

Le prove condotte in questo piano sperimentale sono caratterizzate dai seguenti parametri comuni e portata di elio pari a 95 NI/min.

Parametri Impostati MIG				
[V]	[A]	mm/min	%	mm
T	I _p	Vg	P _L	f
27	380	1400	50%	0

Tabella 5.1- I parametri comuni delle prove di testa

5.2.1 Le prove

Come già accennato le prime prove sono state effettuate impostando i parametri conclusivi dei piani sperimentali dei profilati a C ai pannelli, diminuendo la quantità di metallo d'apporto a 3000 mm/min ed aumentandolo di 500 mm/min.. I parametri caratterizzanti le prove AFS_T1 e AFS_T2 sono riportati nella seguente tabella.

Id	Parametri Impostati MIG		Parametri Letti MIG						
	[A]	Hz	[V]	[A]	Watt	mm/min	Watt	mm	mm
	I _m	Fr	Tr	I _{mr}	P	Vw	P _{Las}	H	p
AFS_T1	60	176	28,3	25	1120	3000	3150	17	-1,0
AFS_T2	60	176	35	40	1130	3500	3150	17	-1,0

Tabella 5.2 – Parametri delle prove AFS_T1 e AFS_T2

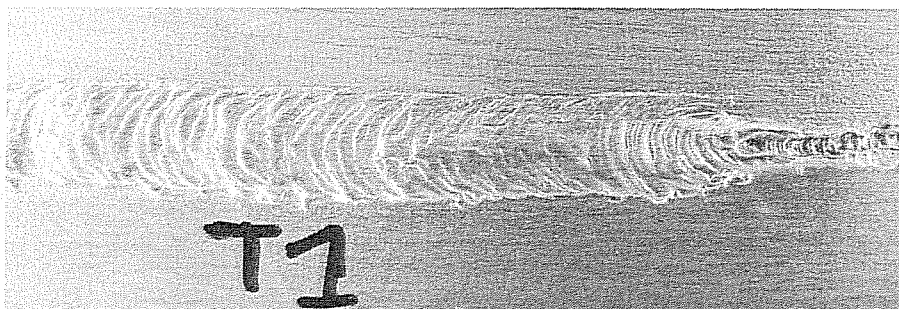


Figura 5.6 - Parte iniziale del cordone AFS_T1



Figura 5.7 - parte finale del cordone AFS_T1

L'aspetto del cordone è regolare a tratti alternando parti che a vista appaiono privi di difetti ad altri irregolari; vanno segnalate porzioni di cordone in cui il materiale d'apporto si è fuso, ma non i lembi, segno che non vi è stata sufficiente interazione tra il laser e il filo; la presenza di "solchi", cagionati dal metallo d'apporto che è strisciato sulla superficie dei pezzi, lo conferma. La Figura 5.6 è riportata la parte iniziale del cordone e nella parte destra è riconoscibile l'effetto descritto riguardo il comportamento del materiale d'apporto. Nella parte terminale si è avuta una deposizione del materiale di apporto in gocce molto grosse, simile alla modalità di trasferimento del metallo in corto circuito e correnti pulsate; questo comportamento è visibile nella Figura 5.7.

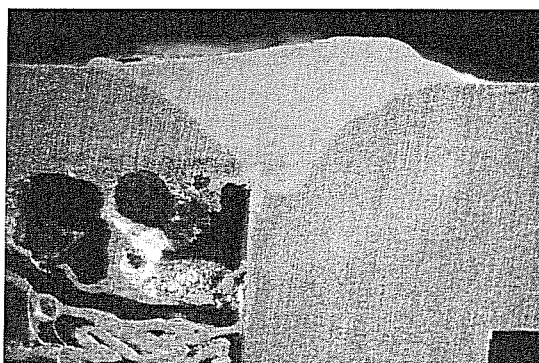


Figura 5.8 - Macrografia della prova AFS_T1

La macrografia della prova AFS_T1, fatta in corrispondenza di una porzione accettabile del cordone, mostra che la penetrazione è completa e priva di difetti macrografici gravi, se non un leggero accenno di *underfill* nella parte sinistra.

Nella prova AFS_T2, si è aumentato il filo d'apporto, che è stato fuso, e l'aspetto del cordone è molto regolare, tranne nella parte iniziale dove si è riproposto l'effetto di fusione anomalo del solo metallo d'apporto, così come mostrato nella parte destra della Figura 5.9



Figura 5.9 - Parte finale di AFS_T2

Gli effetti anomali riguardante la fusione del metallo d'apporto e dei lembi ci ha spinto a rieseguire le prove con un aumento di potenza MIG, effetto ottenuto aumentando la corrente di mantenimento dell'arco del 20% e ultimando la serie di prove del piano sperimentale originale, ossia con la prova a 4000 mm/min; infine, si è ripetuta quella a 3000 mm/min, con la corrente però a 72 A, per poterne confrontare i risultati con la AFS_T1.

Id	Parametri Impostati MIG		Parametri Letti MIG						
	[A]	Hz	[V]	[A]	Watt	mm/min	Watt	mm	mm
AFS_T3	72	176	34,2	49	1570	4000	3180	17	-1,0
AFS_T4	72	176	28,3	98	1690	3000	3300	17	-1,0

Tabella 5.3 - Parametri delle prove AFS_T3 e AFS_T4

La prima delle due prove ha dato un aspetto del cordone regolare con le onde ben distinte e differenziate tra loro, ma anche eccessivamente convesso. La seconda presentava un cordone con le onde tra loro più ravvicinate, maggiore uniformità, assenza di incisioni marginali e, come visibile dalla macrografia della Figura 5.13, un leggero disallineamento tra pelle della schiuma e profilato.

I parametri della prova AFS_T4 ben si candidano per essere i definitivi.

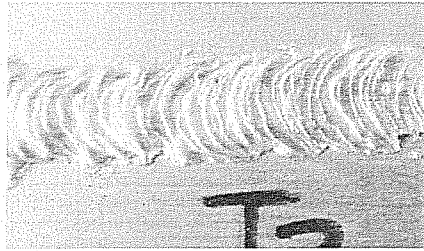


Figura 5.10 - Cordone AFS_T3

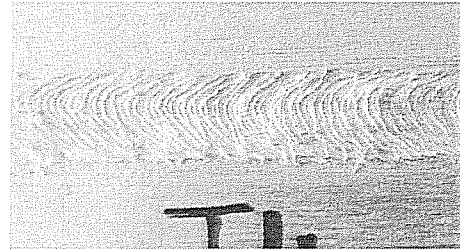


Figura 5.11 - Cordone AFS_T4

Da notare che l'aumento della tensione di mantenimento da 60 a 72 V ha di fatto aumentato la potenza MIG come ci aspettavamo, basta confrontare le prove AFS_T1 e ASF_T4, che ha indotto una migliore fusione del filo e stabilità dell'arco. L'aspetto dei cordoni è regolare, soprattutto AFS_T4 che, come visibile dalla Figura 5.13, presenta una disposizione delle onde molto ravvicinata.

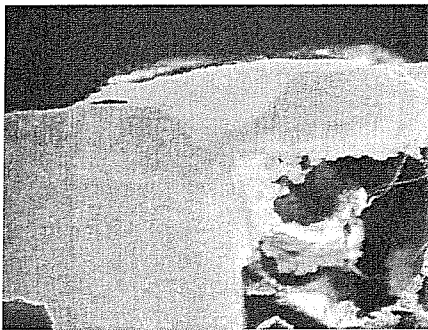


Figura 5.12 - Macrografia AFS_T3

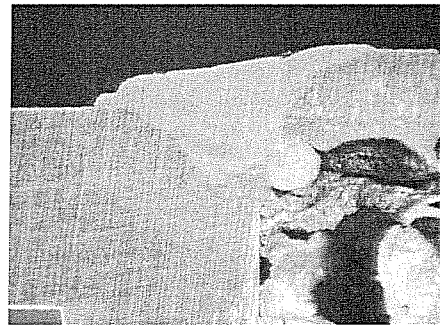


Figura 5.13 - Macrografia AFS_T4

Il confronto macrografico delle due prove mostra in AFS_T3 una insufficiente penetrazione con una vistosa cavità nella parte sinistra del cordone. Al contrario il cordone della ASF_T4 sembra privo di difetti se non per un disallineamento dei lembi, il che conforta la tolleranza al *gap bridging* della saldatura ibrida.

Queste prime quattro prove hanno evidenziato che c'è stata poca interazione tra le sorgenti; con le prossime prove si è aumentato il valore di "p" e si è adottata la procedura descritta nell'introduzione per impostarlo. Purtroppo, l'aver avanzato la posizione del filo ci ha costretti a far variare leggermente lo *stick out*, per evitare che il fascio LASER colpisse l'ugello della torcia.

Si sono anche analizzati gli effetti che la variazione della frequenza di pulsazione della corrente ha sulla stabilità del processo e sulle caratteristiche finali del cordone.

Id	Parametri Impostati MIG		Parametri Letti MIG			mm/min	Watt	mm	Mm
	[A]	Hz	[V]	[A]	Watt				
	I_m	Fr	Tr	I_mr	P	Vw	P_Las	H	P
AFS_T5	72	160	42,2	36	940	3000	3170	18	-2,0
AFS_T6	72	160	45	32	2120	3000	3200	18	-2,0
AFS_T7	72	160	45	36	1010	3000	3200	18	-2,0
AFS_T8	72	176	46	36	1030	3000	3210	18	-2,0

Tabella 5.4 - I parametri delle prova da AFS_T5 a AFS_T8

Le 3 prove effettuate con frequenza di 160 Hz hanno dato un processo in cui i risultati sono diversi tra loro poiché hanno dato forme differenti dei cordoni, ma con l'arco sempre attivo in tutte e tre le prove. L'ultima prova, la AFS_T8, eseguita con i parametri della AFS_T4, ha riproposto un cordone del tutto simile a questa, segno che questi parametri attribuiscono stabilità al processo



Figura 5.14 - Cordone AFS_T5



Figura 5.15 - Cordone AFS_T6



Figura 5.16 - Cordone AFS_T7

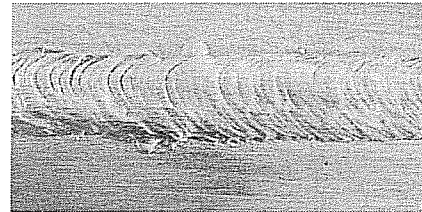


Figura 5.17 - Cordone AFS_T8

L'aver spostato più indietro il filo ha portato una migliore interazione tra le due sorgenti termiche, lo dimostra il fatto che a parità degli altri parametri, la potenza erogata dal MIG nella prove AFS_T4 è circa il 60% in più della AFS_T8. Questo spostamento è necessario perché nella saldatura di testa con velocità di 3000 mm/min per il filo, rispetto al caso della saldatura di sigillatura in cui il filo avanzava a 4000 mm/min, potendo considerare costante il tempo necessario per far giungerlo a fusione una volta uscito dalla *contact tips* per entrambi i casi, l'arco scocca più indietro perché fonde prima.

Le macrografie delle prove AFS_T5 e AFS_T6 mostrano che la penetrazione è molto scarsa e il cordone appare con evidenti difetti di *underfill*, porosità e disallineamento dei lembi, ed anche la AFS_T7 mostra una situazione del tutto analoga a queste due.

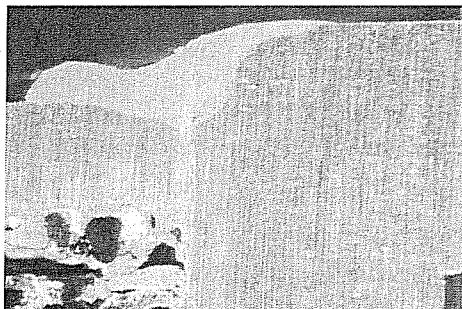


Figura 5.18 - Macrografia AFS_T5

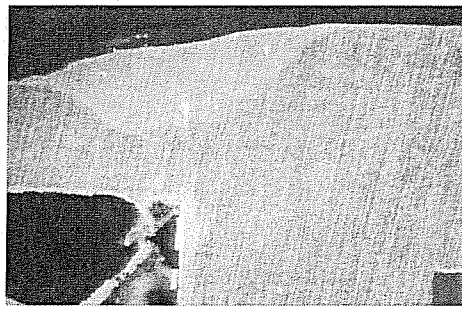


Figura 5.19 - Macrografia AFS_T6



Figura 5.20 - Macrografia AFS_T7

Invece molto più interessante è il confronto macrografico delle prove AFS_T4 con la AFS_T8, ossia quelle che si differenziano per il solo parametro "p". Si evidenzia che la penetrazione nella *skin* è completa, il cordone è privo di difetti macrografici, anche se in AFS_T4 è evidente un disallineamento tra profilato e pannello. Questo ci conforta poiché il processo si dimostra tollerante anche ad errori di posizionamento dei pezzi.



Figura 5.21 - Macrografia AFS_T4

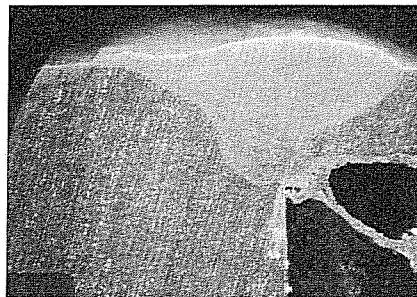


Figura 5.22 - Macrografia AFS_T8

5.2.2 *La saldatura dei profilati ai front-end*

I parametri della prova AFS_T8 sono stati utilizzati per le prove di saldatura delle alette ai *front-end* dei pannelli AFS e anche in questo caso si sono dimostrati adatti, con cordone regolare e macrografie che non evidenziano difetti. La seguente figura riporta una delle saldature realizzate.

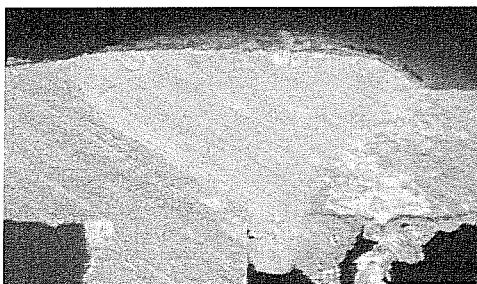


Figura 5.23 - Macrografia di una prova sull'aletta

5.3 *Realizzazione di un prototipo di portellone in AFS ed estrusi angolari*

Con i valori dei parametri tecnologici trovati con la prova AFS_T8, si è proceduto alla saldatura di alcuni prototipi di portelloni.

I portelloni sono stati saldati dopo aver eseguito una puntatura manuale dei profilati agli AFS e un livellamento fine dei bordi dell'aletta all'altezza del pannello.

Al termine della puntatura erano evidenti, in alcuni di questi punti, alcuni difetti sul pannello come quello mostrato nelle seguenti foto, da attribuire esclusivamente a difetti della puntatura TIG manuale. Tuttavia, la saldatura ibrida di testa eseguita successivamente è riuscita a recuperare queste imperfezioni, dimostrandosi tollerante anche a variazioni locali del fuoco.

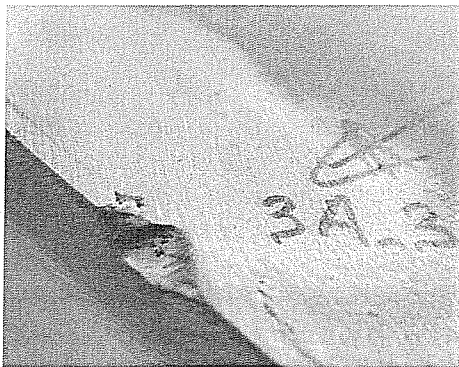


Figura 5.24 - Errore nella puntatura

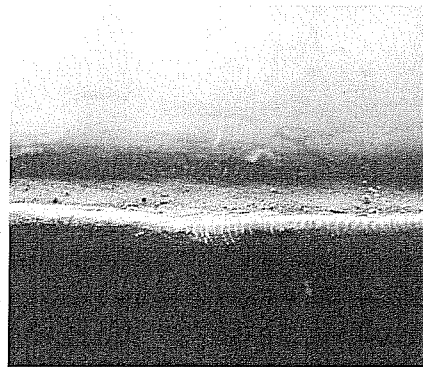


Figura 5.25 - Lo stesso punto del pannello dopo la saldatura

5.4 Conclusioni

Il lavoro svolto ha permesso di ottimizzare e rendere controllabile il processo di saldatura ibrida per saldature di testa tra pannelli AFS e profilati bulk di lega di alluminio della serie 6xxx; data l'elevata riflettività di questi materiali alla radiazione LASER si è dovuto far in modo che il LASER cadesse sul metallo d'apporto affinché fosse assorbito e l'entità di tale spostamento è risultato maggiore rispetto al caso della saldatura di sigillatura.

L'aumento della corrente di mantenimento, a parità di tensione impostata, dona maggiore stabilità al procedimento di saldatura ibrida e permette una fusione migliore del filo d'apporto, senza però incrementare l'effetto di penetrazione, effetto che, a parità degli altri parametri, è influenzato dalla frequenza di pulsazione.

L'estrema vicinanza tra l'arco e il fascio LASER ha indotto importanti effetti di schermatura plasmatica che hanno ridotto l'efficienza di assorbimento del LASER da parte del materiale. La minore efficienza del processo LASER è però compensata dal fatto che si è riusciti a saldare materiali che il solo LASER non riusciva ad unire.

6 INTEGRAZIONE DI UN SISTEMA TIG SU LASER ND:YAG

6.1 *Premessa*

Le campagne sperimentali completate, per verificare la saldabilità di alcune leghe di alluminio a pannelli AFS tramite il processo di saldatura ibrida LASER-MIG (HLW-MIG), hanno mostrato una serie di problematiche che solo in parte sono state superate, prime tra tutte l'estrema instabilità del processo per configurazioni geometriche differenti da quella testa a testa. Com'è possibile osservare in tutte le precedenti tabelle, relative alle prove eseguite, sono state rilevate le variazioni fra i valori impostati e i valori effettivamente letti al pannello del generatore inverter MIG. Ciò che è possibile osservare è che, spesso, a un determinato valore impostato della tensione di saldatura MIG corrisponde un valore differente, in generale più alto, della tensione letta a pannello. In particolare a parità di parametri MIG si sono osservati più volte valori completamente differenti rispetto a quelli letti, correlati anche alla potenza LASER in gioco, pur avendo escluso l'autoregolazione sinergica a microprocessore del generatore. Come anticipato durante la discussione delle prove questo è molto probabilmente legato al fattore di auto stabilità delle saldatrici a filo, quindi la nostra impostazione della tensione si limita a condizionare in qualche modo la risposta del generatore, ma non a controllarla completamente.

Poiché questo effetto non è controllabile nei generatori a caratteristica piana come quelli dedicati alla saldatura MIG, uno sviluppo più controllabile della tecnologia LASER arco potrebbe essere la realizzazione di un sistema di saldatura LASER TIG, di cui esistono numerosi lavori in letteratura, e supportato da un sistema per il miglioramento del *gap bridging* basato su un filo d'apporto freddo ausiliario, la cui variazione di velocità non incide sulla caratteristica esterna dell'arco, permettendo di controllare e gestire in modo più appropriato i parametri.

Inoltre, considerato lo sviluppo negli ultimi anni di sorgenti a stato solido a elevata potenza, che hanno problemi di schermatura plasmatica infinitamente inferiori rispetto ai LASER CO₂, si è pensato di progettare e implementare una stazione HLW-TIG su una postazione Nd:YAG da 2 kW.

Di seguito sarà presentato lo studio effettuato per la realizzazione di un sistema LASER-TIG-filo integrato svolto nel lavoro di tesi e utilizzabile nello sviluppo di future attività, definendo le caratteristiche delle diverse parti necessarie alla realizzazione di quest'apparato e di conformarli alla stazione CNC per la movimentazione della testa del LASER Nd:YAG installato presso il laboratorio LASER del C.R. ENEA - Trisaia.

6.2 I componenti del sistema HLW-TIG

6.2.1 La stazione LASER

La postazione LASER sulla quale si vuole allestire il sistema HLW-TIG è la postazione Nd:YAG, costituita da una sorgente HAAS HL 2006 D della potenza nominale di 2 kW e sistema di movimentazione cartesiano della RTM.

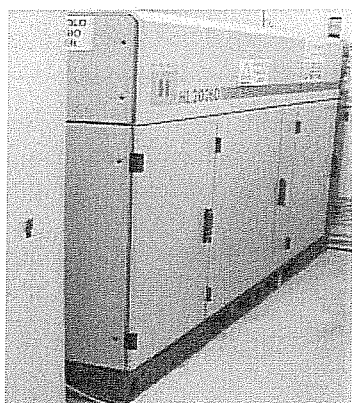


Figura 6.1 - La sorgente HAAS HL2006 D

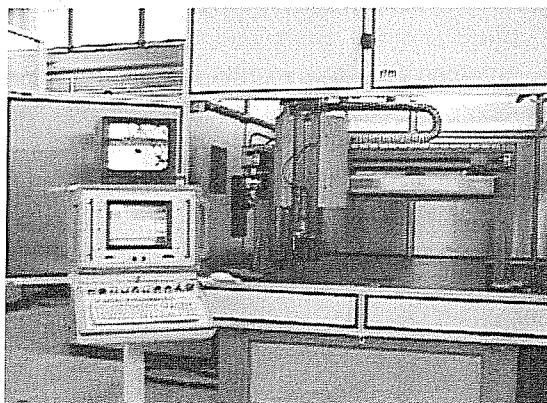


Figura 6.2 - Il sistema di movimentazione della RTM

La configurazione scelta per l'utilizzo ibrido è con lente focale da 150 mm che permette di avere uno spazio netto tra la parte terminale della testa e il pezzo da lavorare di 125 mm. Pertanto le apparecchiature che si sceglieranno dovranno essere tali da rispettare questo vincolo.

6.2.2 Il generatore

Il generatore che si utilizzerà è già disponibile presso il laboratorio. Il modello è il Superior TIG 362 della TELWIN che presenta le seguenti caratteristiche principali:

FREQUENZA DI RETE	Hz	50 -60	FATTORE DI POTENZA	cosphi	0,7
TENSIONE DI RETE TRIFASE	V	400	TENSIONE A VUOTO MAX	V	100
POTENZA ASSORBITA MAX	kW	15	CAMPO REG. CORRENTE IN DC	A	5 - 350
POTENZA ASSORBITA AL 60%	kW	9	CORRENTE MAX. IN DC	A	350 @ 35 %
CORRENTE ASSORBITA MAX	A	27	CORRENTE AL 60% IN DC	A	270
CORRENTE ASSORBITA AL 60%	A	18	Φ ELETTRODI UTILIZZABILI	mm	1,6 - 6
FUSIBILE DI RETE	A	16	CLASSE DI ISOLAMENTO		F
RENDIMENTO	n%	82	GRADO DI PROTEZIONE		IP 23

Tabella 6.1 - Caratteristiche di targa del generatore TIG

6.2.3 *Il gruppo torcia*

Con questo indicheremo l'insieme costituito dalla torcia, dai cavi di alimentazione torcia e dai tubi del sistema di raffreddamento e dagli eventuali apparti ausiliari per l'alimentazione e il controllo del materiale d'apporto.

6.2.4 *Lo svolgi filo*

Lo svolgi filo è l'apparato che permette di addurre in quantità corretta il filo d'apporto "prelevandolo" da apposite bobine, su cui si trova avvolto, e tramite una guaina lo fa giungere ai sistemi di distribuzione.

Di queste attrezzature esistono diversi modelli, tra cui alcuni studiati specificatamente per saldatura TIG, che hanno la caratteristica di una movimentazione pulsata della velocità di srotolamento del filo che permette di simulare il modo con cui un operatore inserisce il materiale d'apporto nella zona di saldatura. Oltre a questa caratteristica sono dotati, ovviamente, di sistemi di regolazione della velocità e di ritrazione del filo per evitare che si incolli al puntale di uscita.

I sistemi di distribuzione del materiale d'apporto sono integrati nella torcia TIG in modo tale che il movimento della torcia guidi anche quello del filo d'apporto e la posizione relativa torcia-filo resti costante. Per la corrente attività saranno presi in considerazione sistemi separabili dalla torcia e fissati alla testa del LASER mediante semplici attrezzature, poiché si può raggiungere lo stesso risultato, per quanto riguarda la HLW-TIG, e in più si può utilizzare il sistema per l'apporto del filo nella saldatura con il solo LASER e individuare i reali effetti che il TIG apporta al processo.

6.2.5 *Il sistema di accoppiamento*

Questo è l'insieme dei vari componenti che servono per fissare la torcia (e il terminale del sistema di adduzione del materiale d'apporto) alla testa del LASER; inoltre, deve permettere le regolazioni opportune per variare la posizione relativa, così da poter individuare caso per caso i parametri geometrici di processo ottimali.

I componenti necessari per ottenere ciò devono essere progettati *ad hoc* poiché non si è a conoscenza dell'esistenza di attrezzature commerciali adatte a scopi di ricerca. Durante la progettazione è consigliabile utilizzare elementi standard che sicuramente, a parità di funzioni, riducono i costi e garantiscono un più agevole reperimento delle parti in caso di sostituzione.

La progettazione di questi componenti deve tenere conto degli ingombri e del sistema TIG, pertanto si deve utilizzare un approccio come riportato nel seguente schema.

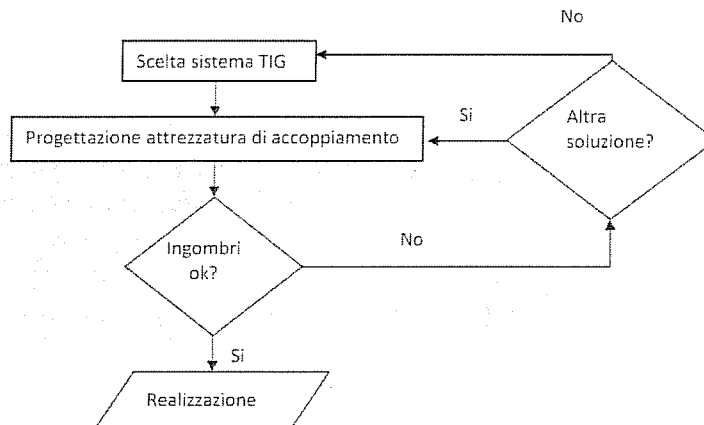


Figura 6.3 - L'approccio progettuale.

6.3 Scelta del sistema TIG

6.3.1 Torcia

La scelta del sistema TIG è stata approssiata considerando elementi già testati per applicazioni industriali automatizzate per i quali non sono previste successive modifiche; inoltre, si possono utilizzare una serie di accorgimenti che permetterebbero la realizzazione di un controllo a loop chiuso, per quanto riguarda la gestione del filo d'apporto. Le torce possono essere raffreddate, ad aria o a liquido, che permetterebbe l'abbassamento della temperatura dell'elettrodo e ridurre l'inquinamento da tungsteno del cordone.

La maggior parte delle torce per saldatura reperibili in commercio presenta un attacco standard, per cui se si dovesse avere esigenza di cambiare tipo di torcia lo si può fare riadattando solo il sistema di accoppiamento al LASER.

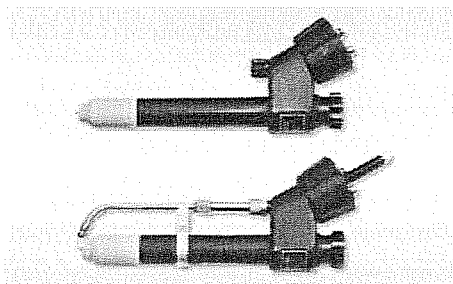


Figura 6.4 - Torce commerciali per sistemi automatici.

La figura precedente riporta una tipica testa di torcia per saldatura TIG con raffreddamento a liquido e kit per filo freddo. Di tale tipologia ne esistono molte in commercio e di differenti dimensioni.

Altra possibile soluzione è una torcia completa di fascio cavi simile a quelle delle figure seguenti con la relativa attrezzatura per il filo freddo, separabile dalla testa TIG, che, prevedendo appositi agganci, si può fissare alla testa del LASER, il che renderebbe il sistema più flessibile e con costi ridotti.

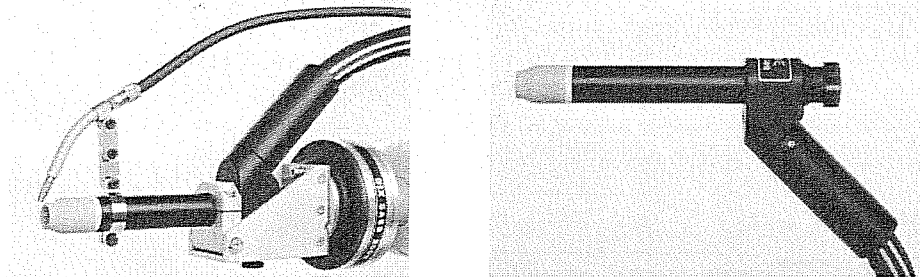


Figura 6.5 - Torce con fascio cavi integrato.

L'ultima soluzione accennata consentirebbe, opzionalmente, l'impiego di motorini nella parte terminale dei condotti di trasporto del filo, potendo realizzare i metodi di adduzione PUSH-PUSH o PUSH-PULL; in più, si possono integrare con sensori tachimetrici per eseguire il controllo di gestione *loop* chiuso del metallo d'apporto. Alcuni dei componenti descritti sono illustrati nelle seguenti immagini.

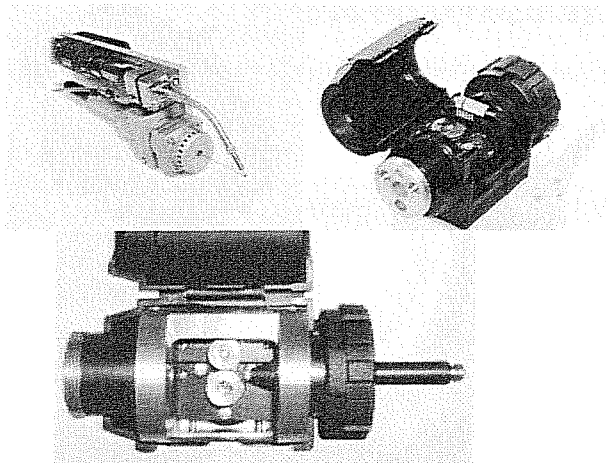


Figura 6.6 - L'unità di regolazione del filo d'apporto

La prima immagine riporta un sistema di apporto del filo collegato ad una testa LASER Nd:YAG a cui si possono aggiungere il motore per l'impostazione della velocità del filo (la seconda immagine riporta un tipico motore di regolazione) nonché l'unità di regolazione on-line della velocità del filo,

di cui se ne riporta un esempio nella terza foto, che completerebbe il sistema. Un siffatto sistema, risulterebbe leggero, compatto ed estremamente flessibile.

6.3.2 Adduzione del filo

Per il processo TIG l'apporto di filo può essere in continuo o in pulsato con ritrazione, ossia il filo avanza per un certo tempo (impulso) alla fine del quale ritorna leggermente indietro per evitare che la parte terminale fusa si incolli al terminale del portafilo.

Questa funzione è garantita dai sistemi di distribuzione motorizzati, montati alla fine della guaina portafilo, che presiedono alla corretta distribuzione e con la modalità impostata (pulsata/continua) il metallo d'apporto. Le impostazioni si effettuano tramite un quadro di controllo collegato alle attrezzature.

L'adduzione del filo, considerando le modalità esecutive della saldatura TIG, deve presentare le seguenti caratteristiche:

Campo di velocità	0 - 5 m/min
Diametro fili	0,8 - 1,2 mm
modalità di comando	Continuo/impulsato

Tabella 6.2 - Caratteristiche desiderate del sistema svolgi-raddrizza filo

In alcuni sistemi sono presenti dei sistemi svolgifilo che spingono il filo fino ad un valore limite preimpostato. Questi servono se la guaina portafilo supera gli 8÷10 m.

6.3.3 Attrezzatura di accoppiamento

Le saldature che si effettueranno saranno semplici, in particolare a traiettoria rettilinea. Per comodità di implementazione, considerando le campagne sperimentali fatte con HLW-MIG, si decide che sarà possibile effettuare HLW-TIG con filo d'apporto solo in direzione X negativa (vedi immagine Figura 6.7), mentre sarà possibile effettuare saldature HLW-TIG senza filo d'apporto con TIG a precedere o a seguire a secondo della direzione X positiva o negativa che si seguirà.

Questa attrezzatura, come detto, è quanto serve per accoppiare il sistema TIG al LASER Nd:YAG. Altro suo compito è permettere le regolazioni della posizione relativa LASER-torcia TIG.

Le movimentazioni sono indicate secondo lo schema seguente prendendo come origine per il sistema di riferimento lo *spot* del LASER sulla superficie del pezzo.

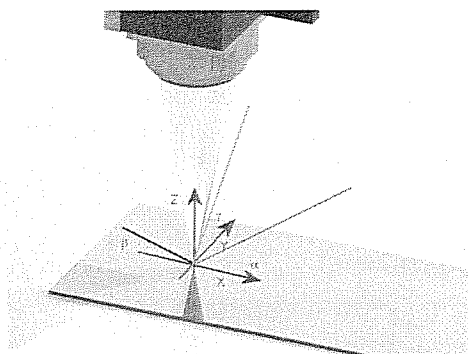


Figura 6.7 - Le movimentazioni per l'attrezzatura di accoppiamento

Tenendo ancora conto del lavoro sulla HLW-MIG, le regolazioni della testa della torcia strettamente necessarie sono traslazione in X, Z e rotazione attorno a Y (angolo α dello schema). Queste regolazioni sono adatte per effettuare ricerca su HLW-TIG.

Per quanto riguarda la posizione della torcia TIG rispetto al pezzo da saldare la saldatura TIG manuale è eseguita con un'inclinazione compresa tra i 15° e i 30° rispetto alla verticale, o se si vuole tra i 60° e gli 85° rispetto all'asse X (angolo α). La letteratura ci dice che l'apporto di filo avviene a precedere il TIG con un'inclinazione di circa $15-20^\circ$ rispetto al pezzo (angolo β).

E' preferibile avere anche una rotazione attorno all'asse X (angolo γ dello schema) per effettuare piccoli aggiustamenti della posizione spot-elettrodo e replicare la posizione della saldatura manuale, che si effettua con le modalità menzionate nel precedente capoverso, in più la si inclina di un piccolo angolo attorno all'asse X.

6.4 Scelte progettuali

6.4.1 Il sistema TIG

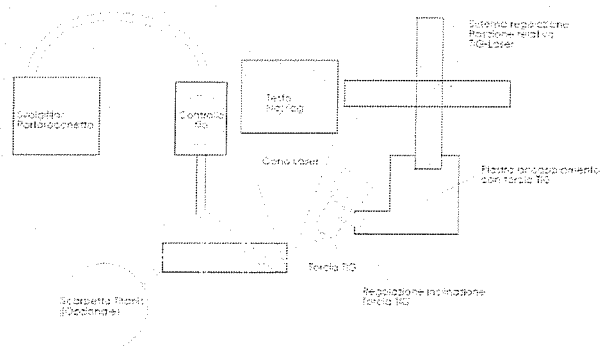


Figura 6.8 - Schema di funzionamento

Di seguito si riporta lo schema di massima del sistema ibrido TIG, mentre la tabella a seguire indica le caratteristiche pensate per il sistema:

Descrizione	
Svolgifilo	Opzionale
Porta rocchetto	Si
Guaina	3-4 METRI
Controllo del filo	Si
Quadro di controllo	SI
Torcia	Compatta per applicazioni automatizzate
Kit apporto filo	SI

Tabella 6.3 - Caratteristiche desiderate del sistema HLW-TIG

La soluzione proposta si caratterizza per il fatto di presentare maggiore stabilità delle condizioni di apporto del filo e delle temperature, inoltre, è molto flessibile come soluzione, poiché la si può adattare alle diverse possibilità operative (solo LASER, solo TIG, LASER-filo freddo, TIG-filo freddo, LASER-TIG senza filo d'apporto, LASER-TIG con filo d'apporto).

6.4.2 Il sistema di accoppiamento

Da di quanto detto nel precedente paragrafo è stata sviluppata un'idea progettuale che consente le movimentazioni considerate. In particolare, detta zero la posizione in cui l'elettrodo della torcia coincide con lo spot del LASER sulla superficie del pezzo, le movimentazioni utili sono le seguenti:

Traslazione X	±5mm
Traslazione Z	±5mm
Rotazione torcia attorno X	Da 15° a 30°

Tabella 6.4 - Regolazioni possibili permesse dal sistema di accoppiamento progettato

Le traslazioni in X e Z sono possibili tramite una slitta a doppia movimentazione, facilmente reperibile in commercio, dotata di viti per la movimentazione precisa e di sistema di blocco. Le slitte devono essere in alluminio anodizzato per garantire un basso peso ed evitare danneggiamenti dovuti alle eventuali riflessioni accidentali del LASER.

La slitta si può ancorare alla testa del LASER tramite una piastra di accoppiamento sulla quale scorre, dentro delle cavità realizzate tramite fresatura, una piastra a forma di T asimmetrica, che presenta due piccoli binari per sorreggerla nella giusta inclinazione e per effettuare una piccola registrazione anche lungo l'asse Y. Le due piastre sono collegate saldamente alla testa del LASER tramite 4 viti M4 bullonate ai 4 fori filettati già presenti sulla testa del LASER. Queste viti serrano contemporaneamente le due piastre appena menzionate, così che quando sono allentati si può effettuare la regolazione lungo Y.

L'attrezzatura ideata per fare questo è visibile nella successiva immagine, che schematizza il *concept design* per la soluzione.

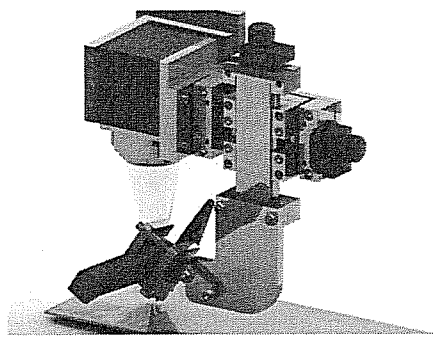


Figura 6.9 - Concept design del prototipo di testa ibrida

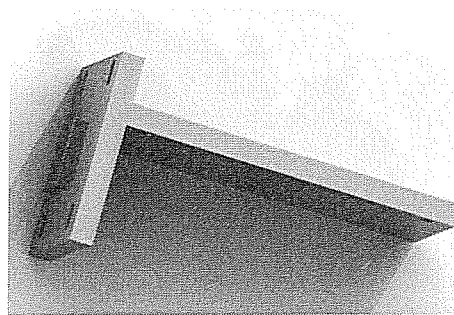


Figura 6.10 - Concept della piastra di accoppiamento

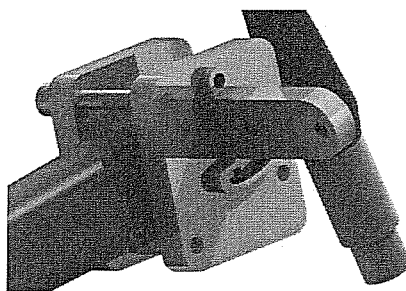


Figura 6.11 - Concept bloccaggio della torcia

Alle slitte è collegato il sistema di sostegno della torcia, costituito da una piastra alla cui estremità si trova il sistema di *clamping* della torcia. Questo può ruotare in modo da garantire le inclinazioni desiderate della torcia ed è la parte sporgente della Figura 6.11 dalla quale si vede anche che la forma ideata permette le regolazioni di rotazione attorno all'asse X. Il sistema di *clamping* termina con due piastre opportunamente forate che per compressione bloccano la testa della torcia. Basta modificare queste ultime per adattare l'attrezzatura ad altre tipologie di torce. In figura è mostrato il *concept* del sistema di blocco torcia per torce manuali.

Resta da definire il sistema con cui ancorare la parte terminale del sistema di adduzione del filo di apporto, il quale sarà costituito da una semplice piastra forata a cui bullonare il tutto.

Il materiale con cui realizzare gli elementi di accoppiamento devono essere in lega di alluminio, per ridurre il rischio di danneggiamento dei componenti causato da possibili riflessioni accidentali del fascio LASER.

6.5 Prototipo

Un primo prototipo di sistema, in attesa dei componenti definitivi, è stato realizzato accoppiando la torcia per saldatura manuale alla testa LASER tramite semplici componenti appositamente costruiti. Le attrezzature realizzate, pur non consentendo tutte le movimentazioni previste dalla testa definitiva, hanno permesso di eseguire alcune prove da cui sono emerse delle importanti indicazioni; dal punto di vista impiantistico è emerso che il comando del generatore TIG tramite le uscite digitali della stazione Nd:YAG è possibile anche se resta da definire le modalità di comando e regolazione dello spingifilo.

Dal punto di vista tecnico, la copertura del bagno di fusione a mezzo del solo argon affluente dalla torcia è insufficiente a garantire il corretto isolamento dall'ossigeno dell'aria. Le prove condotte su acciaio inossidabile (AISI 316) e su inconel 625 hanno mostrato questo comportamento del sistema.

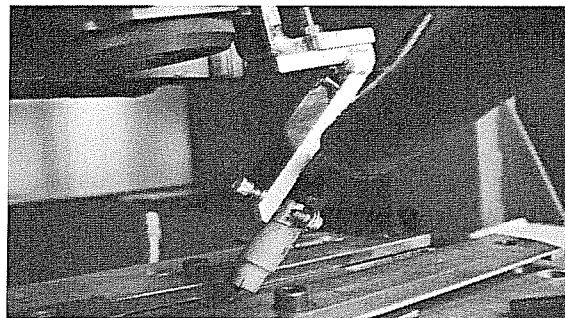


Figura 6.12 - Il prototipo realizzato

Le prove, ancora di tipo esplorativo, hanno riguardato l'aumento della portata di gas argon facendo prove a 5, 10, 15, 20, 25 e 30 NI/min, che hanno mostrato che i migliori risultati si hanno a partire da 20 NI mentre portate superiori a 30 NI/min non danno miglioramento nel grado di protezione del cordone.

Le soluzioni considerate per affrontare e risolvere il problema sono:

- aggiunta di un secondo ugello, posteriormente alla torcia TIG, in modo da aumentare la zona coperta dal gas di protezione; questa soluzione ha mostrato delle ottime potenzialità, eliminando del tutto l'ossidazione del cordone, anche se nei minuti successivi la prova si è assistito ad un leggero accenno di colorazione verso il giallo paglierino, segno di un aumento dello strato superficiale di ossido.
- scarpetta di protezione a rimorchio; Una scarpetta di protezione, a forma di parallelepipedo, in alluminio e forata nella parte inferiore, è stata realizzata e collaudata; nella parte frontale presentava una piccola fessura per la fuoriuscita del gas. Le prove non hanno dato indicazioni positive, poiché rimaneva troppo spazio tra la fessura e l'estremità libera della torcia e il getto di gas uscente dall'apertura anteriore non aveva sufficiente capacità di protezione. Un leggero miglioramento si è avuto occludendo parzialmente la fessura di uscita, per aumentare la velocità del getto uscente da questa, e parte dei fori inferiori.

Come noto, il processo di saldatura TIG, se confrontato con un analogo MIG, presenta una produttività leggermente più bassa e per tali motivi spesso le aziende preferiscono il MIG al TIG, pur se quest'ultima presenta dei vantaggi rispetto al MIG, tra cui:

- un'elevata capacità di controllo dell'arco e conseguente regolarità del deposito;
- possibilità di trasferire il metallo d'apporto senza la perdita di importanti quantitativi di elementi di lega che lo compongono;
- valori delle correnti regolabili in un ampio *range*, in particolare le correnti minime possono essere molto basse, senza avere il problema della minima frequenza di gocciolamento come nel caso del MIG.

Pur restando le problematiche precedentemente accennate si sono ottenute delle importanti indicazioni riguardo al miglioramento della produttività che il processo ibrido Laser – TIG (LaTIG) introduce. Questi riscontri sono stati fatti con le indicazioni derivanti da precedenti campagne sperimentali di rifusio-

ne su Inconel e AISI 316 condotte con la sola sorgente Nd:YAG. Da queste campagne sono noti i dati di velocità e potenza impiegati per raggiungere piena penetrazione al massimo della potenza della sorgente e questi dati sono riassunti nella seguente tabella.

Materiale	Solo Laser		LaTIG			ΔV
	Potenza	Velocità	Potenza	I_{TIG}	Velocità	
AISI 316 t=3mm	2000 W	1000 mm/min	2000W	100 A	1700 mm/min	+70%
Inconel 625 t=4mm	2000W	500 mm/min	2000W	100 A	800 mm/min	+60%

Tabella 6.5 - Valori di velocità di saldatura. Confronto solo LASER e LASER-TIG

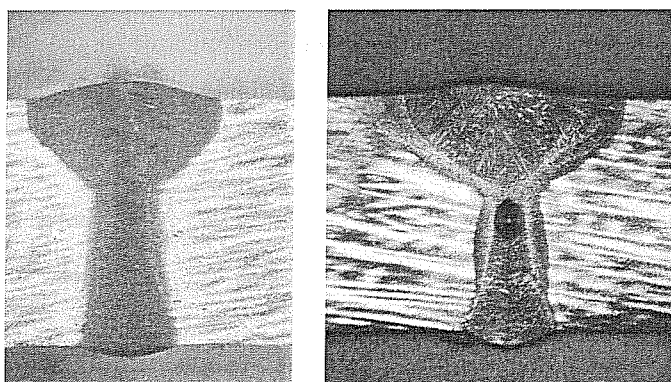


Figura 6.13 - Macrografie su inconel 625, a sinistra solo LASER a destra LaTIG

Dalle precedenti macrografie fatte sull'inconel 625 da 4mm è possibile vedere come l'impiego della sorgente ad arco, tra l'altro leggermente decentrata rispetto al LASER, mostra un allargamento del bagno di fusione della parte superiore, dove l'effetto TIG è chiaramente osservabile. La ZTA, nella parte superiore, appare più larga mentre nella parte centrale le due zone sono confrontabili. Da notare la presenza di cavità nella macrografia con tecnica ibrida ma, come detto, si tratta solo di prove preliminari, probabilmente una riduzione dell'energia termica immessa e una diminuzione della velocità di avanzamento permetterebbe di eliminarle.

Il numero di prove effettuate e la tempistica di impianto al momento non permette di definire quali siano le altre differenze e quindi restano in sospenso gli studi sulle influenze dei vari parametri impostabili. Negli sviluppi futuri è previsto l'allestimento della postazione di lavorazione LASER TIG con i componenti definitivi, con la quale è prevista l'indagine su una serie di aspetti tra cui di seguito vengono riportati quelli che, alla luce della sperimentazione LASER MIG, si ritengono più importanti:

- variazione percentuale dell' incremento della velocità di saldatura in funzione della corrente TIG;

- variazione della forma, qualità e delle caratteristiche micro e macro strutturali del cordone e della zona termicamente alterata in funzione della I_{TIG} ;
- variazione della forma, qualità e delle caratteristiche micro e macro strutturali del cordone e della ZTA in funzione della posizione della torcia TIG rispetto alla zona di impatto del LASER;
- influenza del LASER sulla stabilità dell'arco elettrico
- miglioramenti indotti dall'utilizzo di correnti alternate per la saldatura ibrida di leghe di alluminio;
- aumento della tolleranza al *gap bridging* in funzione della velocità del filo d'apporto;
- influenza dell'arco elettrico sulle incisioni marginali;
- difettosità delle saldature ibride LaTIG

6.6 **Conclusioni**

Poter implementare una stazione per la saldatura ibrida LASER-TIG, potenzialmente offre la possibilità di un confronto diretto tra la saldatura HLW-MIG e quella HLW-TIG; mediante un prototipo di attrezzatura di accoppiamento è stato possibile effettuare alcune prove di saldatura ibrida LASER-TIG che hanno evidenziato degli importanti aspetti tecnici da risolvere, collegati principalmente alla protezione del bagno di fusione. Una volta definite le soluzioni, si potrà procedere alla definizione di piani sperimentali volti a indagare sulla influenza che i diversi aspetti hanno sulla qualità delle saldature. Altro obiettivo ambizioso è la realizzazione di attrezzature per effettuare giunzioni a T, che aprirebbero nuove prospettive all'applicazione di questa tecnologia nei settori aeronautico e marittimo; infine, l'indiscusso aumento di produttività, riportato da autorevoli fonti nella letteratura tecnica e direttamente rilevato tramite le prove esplorative, dato dal lavoro sinergico tra sorgente LASER e sorgente ad arco elettrico, nonché la migliorata stabilità dell'arco può rendere attrattivo questa soluzione anche in realtà industriali ad elevata efficienza, qualità e produttività.

6.7 **Bibliografia**

1. **M. Santochi, F. Giusti.** *Tecnologia meccanica e studi di fabbricazione.* 2. s.l. : CEA, 2000. p. 688. ISBN-13: 9788840810287.
2. **Istituto Italiano Della Saldatura, [a cura di].** *Saldatura per fusione 1 - Saldatura per fusione 1 - Procedimenti di saldatura - economia - sicurezza e salute.* s.l. : Hoepli, 1995. p. XIV-338. Vol. 1, Biblioteca tecnica Hoepli. ISBN-13: 9788820321789.
3. *Review of laser hybrid welding.* **Claus Bagger, Flemming O. Olsen.** N° 1, febbraio 2005, *Journal of Laser Applications*, Vol. 17.

4. *Hybrid laser beam welding - Classification, characteristics, and applications.* **A. Mahrlea, E. Beyer.** N°3, Agosto 2006, *Journal of laser applications*, Vol. 18.
5. *Development of Laser-arc Hybrid Welding.* **Moriaki Ono, Yukio Shinbo, Akihide Yoshitake and Masanori Ohmura.** N° 86, 2002, *NKK Technical Review*.

7 CONCLUSIONI FINALI

La tesi presenta l'attività di ricerca condotta presso il laboratorio LASER del centro di ricerca ENEA - Trisaia (MT) per lo sviluppo di un procedimento di saldatura, ancora poco diffuso a livello industriale, che è la saldatura ibrida LASER-arco. Inoltre, la novità del lavoro riguarda anche i materiali oggetto di indagine consistenti in estrusi di lega di alluminio, saldati a formare una struttura portante, a cui sono stati collegati pannelli sandwich di schiuma di alluminio (AFS), con una giunzione continua tale da garantire un collegamento strutturale. Considerate alcune problematiche, rilevate dal lavoro di ottimizzazione dei parametri di saldatura LASER-MIG, è stata verificata la possibilità di superare questi problemi (ad esempio la mutua influenza di parametri LASER e di quelli MIG) con l'impiego di un altro tipo di tecnologia LASER-arco basata su generatori a caratteristica cadente di tipo TIG e materiale d'apporto sotto forma di filo freddo. Per questa parte, il lavoro è stato mirato fondamentalmente alla progettazione del nuovo sistema ed alla realizzazione di un primo prototipo che ha permesso di evidenziare alcuni importanti risultati.

Come detto, nella prima parte del lavoro si sono analizzate le prove di saldatura ibrida LASER-MIG tra AFS e profilati di lega di alluminio. Dall'analisi delle prove è emerso che la saldatura ibrida, applicata a materiali altamente riflettenti alla radiazione LASER CO₂ come la lega AA6060 T6, permette la saldatura con adeguati fili d'apporto, al contrario della saldatura LASER *stand alone*. Infatti, questo tipo di lega, di cui sono costituite anche le pelle dei pannelli AFS, riflette fortemente la radiazione LASER CO₂ inibendo l'innesco del processo di saldatura *keyhole* anche con potenze specifiche di $4 \times 10^6 \text{ W/cm}^2$. Tale problematica è influenzata molto dall'impostazione dei parametri geometrici LASER-MIG, in particolare il posizionamento relativo delle sorgenti, e, più in generale, permette una variabilità molto limitata nell'impostazione dei parametri geometrici, elettrici, delle velocità di saldatura e la quantità di filo d'apporto.

Nello specifico la distanza tra lo *spot* del LASER e la proiezione, lungo il suo asse, del filo sul pezzo (che abbiamo indicato con "p") si è dimostrata fondamentale, poiché solo quando la configurazione è tale che il LASER impatta sul filo d'apporto o nelle immediate vicinanze della zona di azione dell'arco, si ottiene un'azione penetrante anche per effetto del fascio LASER. Quando suddetta condizione non è verificata, come è accaduto in prove in cui "p" ha assunto valore anche di soli 2-3 mm a seguire il LASER, non è avvenuta alcuna penetrazione dello *skin*, con incollature del materiale d'apporto alla superficie dell'AFS e sostanzialmente confermando che il punto di impatto dello *spot* del LASER, pur non fondendo il materiale base è comunque sede di emissioni termoioniche,

pertanto attrae l'arco elettrico e ne aumenta la stabilità (in termini di posizione della macchia anodica e tolleranza ai campi elettromagnetici esterni) e l'energia specifica (poiché lo confina in un'area più piccola).

Un altro risultato osservato è l'esistenza di un mutuo effetto legato alla percentuale di energia fornita dall'arco e quella fornita dal fascio LASER; da un lato un aumento di energia fornita dal generatore tende ad inibire l'effetto penetrante del LASER, a causa della maggiore schermatura dovuta al plasma generato dall'arco, dall'altro ad un aumento della potenza LASER oltre una certa soglia consegue un minore effetto schermante da parte del plasma tale da permettere l'innesco del procedimento a *keyhole* e ridurre l'energia reale erogata dalla sorgente elettrica. Questo è stato possibile osservarlo grazie al rilevamento dei dati misurati dal generatore ad arco rispetto a quelli impostati e da una comparazione fra l'aspetto superficiale e le macrografie dei campioni con differenti livelli di potenza LASER, fermo restando le impostazioni del generatore ad arco.

Uno dei vantaggi dell'impiego della tecnica ibrida con filo d'apporto è la possibilità di modificare la composizione chimica dei giunti saldati. Pur senza effettuare analisi chimiche specifiche dei cordoni saldati, si può affermare che il filo d'apporto AA5183 è ben adatto alla saldatura delle leghe di Al della serie 6xxx. Infatti, non sono mai state osservate cricche a caldo, che sono favorite dalla perdita di magnesio, ed è presumibile che il contenuto di magnesio della serie 5xxx è sufficiente a compensare le perdite che si hanno durante la saldatura. Questa affermazione è confortata anche dalla pratica comune nella cantieristica navale, ossia di saldare le leghe della serie 6xxx con le leghe della serie 4xxx o 5xxx a seconda delle esigenze in termini di resistenza/aspetto superficiale.

Un'altra importante peculiarità della saldatura ibrida LASER-arco è la tolleranza al *gap bridging* come riportato in letteratura. In questo lavoro è stato verificato che per la saldatura di sigillatura è anzi conveniente la presenza di un limitato *gap* poiché i vapori che si sviluppano, tra cui il magnesio, possono meglio allontanarsi dalla massa fusa senza rischio che vi restino intrappolati a formare cavità e porosità.

Le prove di saldatura per sigillatura effettuate hanno permesso di valutare la tolleranza al *gap* da valori prossimi allo zero fino a valori di oltre il millimetro. Come era da attendersi, si è riscontrato che non esiste un unico *set* di parametri che permette di coprire tutte le situazioni in quanto, ovviamente, all'aumentare del *gap* è necessario ridurre la velocità di saldatura o aumentare la velocità del filo d'apporto per permettere un riempimento del cordone d'angolo ottimale. Adeguando i parametri di volta in volta è stato possibile saldare con quasi 1 mm di *gap* a fronte di uno spessore della pelle di un pannello AFS di 1,7

mm e dello spessore del profilato estruso di 3 mm, come mostra la successiva Figura 7.3.

Le prove effettuate hanno mostrato che con un adeguato *set* di parametri, il mantenimento di un *gap* medio tra 0,3 e 0,5 mm consente una buona evacuazione dei gas che si sprigionano durante la saldatura e rende stabile il processo permettendo un minimo di tolleranza alle distorsioni termiche indotte dal processo di saldatura. Queste distorsioni sono anche la principale causa che non ha permesso di superare la soglia di 40 cm di saldatura continua, poiché cambiava in maniera imprevedibile la configurazione spaziale dei lembi da unire.

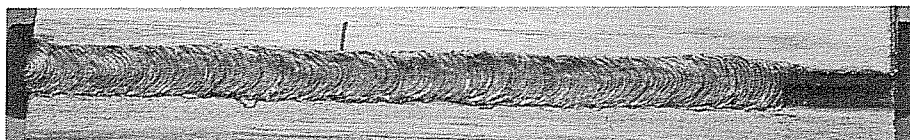


Figura 7.1 - Cordone della prova AFS12_2



Figura 7.2 - Macrografia AFS12_2

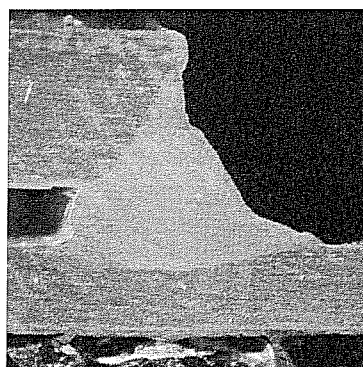


Figura 7.3 - Macrografia ASF16_2

Per completezza si riportano le immagini relative al cordoni e alla macrografia della prove AFS12_2 che mostra le potenzialità di saldatura in condizioni ottimali.

Parametri Impostati MIG				Parametri Letti MIG						
[V]	[A]	[A]	Hz	[V]	[A]	Watt	%	Watt	mm	mm
T	I _p	I _m	Fr	Tr	I _{mr}	P	P _L	P _{Las}	Z _α	Gap _T
28	380	60	176	33,8	48	1630	45%	2800	0	0±0,5
mm/min	%	Watt	mm	mm	mm					
Vw	P _L	P _{Las}	f	H	P					
4500	50%	30000	0	18	-1					

Tabella 7.1 - Parametri caratterizzanti le prove AFS12

Superato il *gap* di 0,5 mm il processo di saldatura diviene instabile e gli sforzi fatti di testare differenti *set* di velocità del filo non hanno portato ai risultati desiderati; da un lato, perché la maggiore velocità del filo d'apporto incrementa automaticamente l'energia d'arco ed inibisce la penetrazione LASER, dall'altra, l'incremento dell'energia LASER, superato un livello di soglia per gli spessori in gioco, porta dalla mancanza di effetto penetrante all'eccesso di penetrazione nelle pelli, di soli 1,7 mm, dei pannelli AFS.

Inoltre, sono stati presentati i risultati delle prove per la saldatura di testa, così come descritto nel capitolo 5 e si è verificato che questa configurazione presenta una maggiore facilità di esecuzione e ripetibilità, poiché le condizioni geometriche non variano durante l'esecuzione della saldatura. Il processo si è dimostrato altamente tollerante alle variazioni locali di fuoco del LASER e a disallineamenti consistenti dei lembi; con i parametri trovati è stato possibile saldare con successo il prototipo di container a cui si è accennato nei capitoli precedenti.

Dalla saldatura di testa si è rilevato che la posizione dell'arco, rispetto al caso della saldatura di sigillatura, tende ad arretrare per cui è stato necessario aumentare lo spostamento in avanti del filo (parametro "p"), passando da un valore di -1 mm a -2 mm.

A parità di potenza LASER erogata e della configurazione geometrica, un aumento della corrente di mantenimento del generatore contribuisce a stabilizzare l'arco, rendendo più regolare il cordone, poiché aumenta la percentuale di potenza MIG erogata.

Con le prove di testa è stato anche verificato l'effetto della frequenza di pulsazione sulla penetrazione e si è visto che ad un aumento della frequenza corrisponde un aumento della penetrazione.

Come anticipato, per limitare il problema di mutua interazione fra LASER ed arco, poiché con il processo MIG, come più volte detto, non si può effettuare una regolazione della quantità di filo indipendente dalla erogazione della potenza, nell'ultimo capitolo sono state descritte l'analisi dei componenti necessari, le scelte progettuali, i componenti progettati e il prototipo realizzato per la implementazione di una stazione di saldatura ibrida LASER -TIG, con il quale dovrebbe essere più semplice la definizione dei parametri di saldatura, poiché meno correlati fra loro.

Con il prototipo di tale attrezzatura, il quale ha permesso solo parte delle regolazioni possibili rispetto alle attrezzature definitive progettate, si sono effettuate alcune prove di penetrazione su acciaio inossidabile e leghe di nichel, per le quali erano già noti i *benchmark*, in termini di velocità massima di processo, alla massima potenza del LASER per ottenere la piena penetrazione, sulla sta-

zione di lavorazione ND:YAG del C.R. ENEA - Trisaia. Da queste prove è emerso chiaramente che la saldatura ibrida, in termini di produttività, è molto più vantaggiosa della saldatura con il solo LASER poiché si sono riscontrati, su tali materiali, aumenti di velocità variabili tra il 60% e il 70% (a parità di potenza LASER). Chiaramente trattandosi di prove esplorative i valori devono intendersi solo indicativi, ma comunque superiori al 20%-30% che normalmente la letteratura riporta come dato.

Lo sviluppo futuro di questo lavoro è la realizzazione del sistema definitivo ed il test del sistema filo -TIG -LASER nelle differenti configurazioni possibili, che dovrebbe portare a risultati più soddisfacenti in particolare su spessori sottili.