

**PREDICCIÓN DE VIDA A FATIGA DE UNIONES SOLDADAS  
CONSIDERANDO EL VALOR DE LAS TENSIONES RESIDUALES**

**ARKAITZ LOPEZ JAUREGI**

Directores de tesis:

Dr. D. Jon Ander Esnaola Ramos

Dr. D. Ibai Ulacia Garmendia



Tesis desarrollada para la obtención del título de  
Doctor por Mondragon Unibertsitatea

Departamento de Mecánica y Producción Industrial  
Mondragon Unibertsitatea

Enero 2015



*Nere ama, aita, arreba eta Olatzi*



## **DECLARACIÓN DE ORIGINALIDAD**

Declaro que el trabajo desarrollado y presentado en esta tesis es original y ha sido llevado a cabo por mí dentro del Departamento de Mecánica y Producción Industrial de la Escuela Politécnica Superior de Mondragon Unibertsitatea, y que ninguna parte de él ha sido empleada para obtener un título o grado similar.

Arkaitz Lopez  
(Enero 2015)



## **ESKERRAK**

Urte guzti hauetan nire inguruan jende ugari egon da nahiz eta seguru nagoen eskerrak emango nizkien persona ugari faltako zaizkidan aipatzeko.

Orokorrean nire familia guztiari eman nahi dizkiot eskerra, baina bereziki nire gurasoei, bizi honetan erakutsi didaten guztiagatik. Zuek gabe ezinezkoa izango litzateke nagoen tokira iristea eta dudarik gabe tesi honen zati haundi bat zuena da. Bestalde nire arrebari ere eskerrak eman nahi dizkiot, momentu txar guztiak antzematen baitizkit eta beti baitaki zer behar dudan ondo sentitzeko.

Honetaz gain, nire bihotza lapurtu didan neskari ere nire eskerrik beroenak eman nahi nizkioke nire bizitzako fase honetan eduki duen pazientzia guztiagatik eta eman didan babes guztiagatik.

Bestalde, nire eskerrik beroenak eman nahi nizkieke nire tesi zuzendari izan diren Jon Ander Esnaola eta Ibai Ulaciari. Nire bizian, nire espresatzeko gaitasuna betidanik izan da nire trabarik haundienetakoa, baina zuei esker lau urte hauetan nire espresatzeko gaitasuna hobetu dut, nahiz eta oraindik bide luzea dudan egiteko. Honetaz gain, zuen tutoretza bikain eta emandako babesagatik ere eskerrak eman nahi dizkizuet. Gainera, nire bizia fokatzerako unean ere izugarrizko aldaketa eragin dezute, garai batean inportantzie ematen ez nien gauza ugari izugarrizko garrantzie ematen diet eta.

Fagor Arrasate S. Coop. Eta Konikerri ere bereziki eman nahi nizkieke eskerrak tesi hau egiteko eman didaten aukera eta finantziarioagatik. Urte guzti hauetan proiektu honetan lan egin duten pertsona orori, Iñaki Martinez, Hector Olarte eta Aritz Frojani Fagorren aldetik eta Aitor Garrori Konikerren aldetik, egin ditugun bileratan eman dituzuen zuen ekarpenengatik.

Mekanika eta ekoizpen industrial saila ere eskertu nahiko nuke bere taldean lan egiteko aukera eskaintzeagatik. Aitorri eman nahiko nizkioke eskerrak fatigako makinaren inguruan eta hondar tentsioen neurketen inguruan eman dizkidan laguntza guztiagatik. Rafari ere eskertu nahiko nioke soldadurako prozesuaren inguruan eman didan ezagutza guztiagatik. Tailerreko langile guztiei ere eskerrak eman nahi dizkiet, Gotzon, Arkaitz

(tokailo) eta Urrutiari, urte guzti hauetan hainbeste mareatu arren beti laguntzeko prest agertu baitzerate.

Urte guzti hauetan nire ondoan egon dien bekadun guztiei ere nire eskerrik beroenak eman nahiko nizkieke beraien lanari esker lortu baitut tesi hau burutzea. Joani, nahiz eta klasekideak izan eta hasieran nahiko galduta egon soldadurako prozesua simulatzerako unean zure lanari esker iriki baikenuen eredu numerikoaren atea. Aritz Frojani, lanerako zuen jarreragatik, beti zerbait egiten egon behar baitzenuen. Mikel Saez de Buruagari, simulazioko modeloa montatzen pasa zenuen denbora guztiagatik eta balioztatzeko egin zenuen lan guztiagatik. Patri Larrañagari, simulazioko modeloa balioztatzeko egin zenunen lanagatik eta *Matlab*-eko herramienta egiterako unean pasa zenuen denbora guztiagatik. Borja Elguezabali, zuk garatutako *script*-aren eraginez hasieran pentsatzen ez genituen soldadura konfigurazioak simulatzea lortu baikenuen. Olena Shemeti, zati experimental guztian eman didan laguntzagatik, tailerreko makinak manejatzeko unean izan duzun erreztasunagatik. Nahiz eta beti txarrean jartzen zinen beti lortzen baitzenuen lana Aurrera ateratzea. Josu Antolini, simulazioekin hartu duzun lan guztiagatik eta beti laguntzeko prest izateagatik.

Denbora guzti honetan nire ondoan egon diren doktorando guztiei ere eskerrak eman nahiko nizkieke: Ione, Aritz, Jon, Elias, Joseba, Buru, Maider, Kortabarria, Oiangu, Irantzu, Llavori, ... Arakama, nire zain izan duzun pazientzia guztiagatik. Nahiz eta pentsamentu igualak ez eduki beti ulertu izan nauzulako eta hitz onak besterik ez baitituzu izan nire inguruan. Haritz Zabala, azkenaldian beti biok geratzen ginen berandurarte eta zure aportazioak oso lagungarriak izan zaizkidalako. Jaione, nahiz eta hasieran Jon Anderren neska bezela ezagutu, idazterako unean oso lagungarria izan zarelako. Ariane, nahiz eta beranduxeago ezautu kafetan edukitzen genituen berriketak oso ondo etortzen zitzaizkidalako burua pixkat despejatzeko. McCloskey, zure aportazioak Matlabaren inguruan oso baliagarriak egin zaizkidalako. Ondiz, zure aportazioak ere oso lagungarriak egin zaizkit eta janaria prestatzeko izugarrizko eskuak dituzulako.

Azkenik nire lagun guztiei ere eskerrak eman nahi dizkiet, nire kuadrillari, Bakarne, Olatz, Urki, Eneko, ... Leireri ere eskerrak eman nahi dizkiot, bere garaian tesiarekin jarraitzeko behar nuen bultzada eman baitzidan.

## LABURPENA

Mundu osoan, soldadura da fabrikazio saileko prozesurik erabakigarrienetako bat, muntatze eta mekanizazioaren ostean hirugarren metodorik erabiliena baita. Prozesu hauek gainera, eragin zuzena dute sektore ezberdin ugarietan, hala nola makina-erremintan, garraioan (automobilgintza, ontzigintza, tren, etab.), energian (nuklearra, olio eta gasa, *off-shore*, etab.), eraikuntza, igogailuetan, ... Gaur egun, sektore hauek dituzten beharrei aurre egiteko, beharrezkoa da soldatutako egitura eta produktuak dimentsionamendu doi, fidagarri eta baliabideen erabilera optimizatu batekin garatzea, bai lehengai aldetik zein energetiko eta ekonomikoki produktuaren bizi ziklo guztirako. Egitura eta osagai hauetan, nekearen eraginez sortutako hausturentzat, soldatutako loturak dira gune kritikoenak. Soldatutako estrukturen arazorik handienetako bat hondar tentsioen sorrera da, zuzenean kaltetzen baitute soldatutako loturen nekearekiko bizitza. Hondar tentsioen patrioiaren estimazio egoki bat egitea konplexua da eta soldadurako prozesua simulatzea eskatzen du. Arrazoi hau dela eta, gaur egun soldatutako loturen nekearekiko bizia estimatzen duten ikuspuntu gehienek ez dute kontutan hartzen hondar tentsioen balioa, beraz metodo hauen mugatze handiena zehaztasun falta eta gain-dimentsionaketa dira.

Testuinguru honetan, tesi honetan soldatutako prozesuan sortzen diren hondar tentsioak kontuan hartuz nekearekiko bizitza zehazki iragartzeko prozedura bat garatu da. Hiru ikerketa lerro nagusi jarraitu dira helburu hori lortze aldera:

Lehenengo atalean, soldadurako prozesuan sortzen diren hondar tentsioak iragartzeko prozedura bat garatu eta balioztatu da. Hasteko, eredu analitiko bat proposatu da, spray transferentzia duen MIG soldaduraren fisikan oinarritzen dena, non soldadura prozesuaren simulazioa egiteko behar diren sarrerako parametroak zehazten diren. Soldadura prozesuaren zenbakizko modeloa garatzeko behar diren parametroak inongo entsegu esperimentalik gabe lortzea da metodo honek duen abantailarik handiena.

Behin modelo analitikoa definitu ondoren, soldadurako prozesuan sortzen diren hondar tentsioen iragarpena egiteko zenbakizko eredu bat garatu eta balioztatu da. Eredu hau, iraganaldi bakoitzarentzat, bere soldatzeko abiadura (hil-berpizte teknikaren bitartez) eta bero iturria, aurretik garatu den eredu analitikoaren arabera definituak, erabiltzean datza. Garatu den prozedura beste edozein konfigurazio duen soldadurentzako ere baliagarria dela ziurtatzeko, bi soldadura aztertu dira topera eta T-n. Zenbakizko ereduaren emaitzak

entsegu esperimentalen bitartez balioztatu dira, bai eremu elektriko, termiko zein eredu mekanikoarentzat. Lorturiko emaitzek egiaztatu dute tesi honetan garatu den modeloa oso tresna eraginkorra dela spray bidezko transferentzia duten MIG soldaduren modelizazioa egiteko.

Azkenik, konfigurazio ezberdinetan soldatutako loturen nekearekiko biziaren iragarpena egiteko prozedura bat garatu eta balioztatu da, non tentsio egoera multiaxalaren eragina, plano kritikoa zehaztuz, eta hondar tentsioen balioak kontuan hartu diren. Iragarpen teorikoak, nekeko karga ezberdinetara egin diren entsegu esperimentalen bitartez lortu diren emaitzekin balioztatu dira. Garatutako prozedura beste edozein konfigurazio duen soldadurentzako ere baliagarria dela ziurtatzeko,  $0^\circ$  eta  $45^\circ$ -tara topera soldatutako eta T eran soldatutako piezak aztertu dira. Lortutako emaitzek, gaur egungo normatibek baino zehaztasun handiagoa erakusten dute soldatutako loturen bizia iragartzeko unean.

## RESUMEN

La soldadura es uno de los procesos más críticos de la industria de fabricación de todo el mundo, siendo el tercer método más empleado por detrás del ensamblaje y el mecanizado. Dichos procesos repercuten de forma directa en sectores tan diversos como máquina herramienta, transporte (automoción, naval, ferrocarril,...), energía (nuclear, oil&gas, off-shore,...), construcción, elevación, etc. En la actualidad, para hacer frente a los retos que afrontan dichos sectores, es necesario desarrollar estructuras y productos soldados con dimensionamientos más ajustados, fiables y optimizando la utilización de recursos tanto de materia prima como energéticos y económicos durante todo el ciclo de vida del producto. En dichas estructuras y componentes, las uniones soldadas son las zonas críticas a la hora de sufrir roturas por fatiga. En este sentido, uno de los principales problemas de las estructuras soldadas es la generación de tensiones residuales (TR) que perjudican directamente en la vida a fatiga. La correcta estimación del patrón de TR es compleja y requiere la simulación del proceso de soldadura. Consecuentemente, la mayoría de los enfoques existentes para estimar la vida a fatiga del componente soldado no consideran el valor de las tensiones residuales, siendo la falta de precisión la mayor limitación de estos métodos.

En este contexto, en la presente tesis se ha desarrollado un procedimiento para predecir de forma precisa la vida a fatiga considerando el valor de las TR generadas en el proceso de soldadura. Además, el procedimiento desarrollado ha sido validado para diferentes tipos de uniones soldadas multipasada sometidas a un estado de tensiones multiaxial. Han sido tres las principales vías de investigación abordadas:

En un primer apartado, se ha desarrollado y validado un procedimiento para predecir las TR generadas durante el proceso de soldadura. Inicialmente se ha propuesto un modelo analítico que se basa en la física de la soldadura MIG por transferencia spray para obtener los parámetros de entrada necesarios para realizar la simulación del proceso de soldadura. El método propuesto presenta la ventaja de permitir determinar los parámetros de entrada para el modelo numérico del proceso de soldadura sin la necesidad de realizar ningún ensayo experimental y por lo tanto ser empleado como herramienta predictiva.

Una vez determinado el modelo analítico, se ha desarrollado y validado un modelo numérico para predecir las tensiones residuales generadas durante el proceso de soldadura. Dicho modelo se basa en el empleo de la velocidad de soldeo (mediante la técnica morir-renacer) y la fuente de calor para cada pasada definidas con el modelo analítico desarrollado

anteriormente. Para certificar que el procedimiento propuesto es aplicable a uniones soldadas con diferentes configuraciones, se ha analizado la unión a tope y en T. Los resultados del procedimiento desarrollado han sido validados mediante ensayos experimentales realizados para el campo eléctrico, térmico y mecánico. Los resultados obtenidos han demostrado que el modelo desarrollado en esta tesis es una herramienta muy efectiva para modelar procesos de soldadura MIG con transferencia spray.

Finalmente, se ha desarrollado y validado un procedimiento para predecir la vida a fatiga de los componentes soldados bajo diferentes configuraciones considerando el estado tensional multiaxial, mediante la determinación del plano crítico, y el valor de las TR. Las estimaciones teóricas han sido validadas mediante ensayos experimentales de fatiga a diferentes cargas. Para certificar que el procedimiento puede ser aplicado a uniones soldadas con diferentes configuraciones, se han analizado la soldadura a tope a  $0^\circ$  y  $45^\circ$  y la soldadura en T. Los resultados obtenidos, muestran una mayor precisión que los métodos y normativas actuales para la estimación de vida a fatiga de uniones soldadas.

## **ABSTRACT**

Welding is the third most employed manufacturing process behind assembly and machining. These processes have a direct impact on several sectors such as machine-tool, transportation (automotive, naval, railway,...), energy (nuclear, oil&gas, off-shore,...), construction, elevation industry, etc. Nowadays, in order to deal with the big challenges that are facing these sectors, it is necessary to design welded structures and products with a tighter and more reliable sizing, optimizing the use of resources in terms of raw materials, energy and economic for the whole life cycle of the product. In those structures and components, welded joints are the most critical zones prone to suffer fatigue fractures. One of the main problems of welded structures is the generation of residual stresses, which have direct impact on the high cycle fatigue life behaviour. Accurate estimation of the residual stress pattern is very complex and requires the simulation of the welding process. Consequently, most of the existing approaches to estimate the fatigue life of welded joints do not consider the value of residual stresses being the lack of precision the main limitation of these methods.

In this context, in this dissertation it is developed a procedure to accurately predict the fatigue life of welded structures considering the value of residual stresses generated in the welding process. Three have been the main fields of research conducted to achieve this purpose:

In a first stage, a procedure has been developed and validated to predict the residual stresses generated during welding process. Initially an analytical model is proposed, based on the MIG welding physics for spray transfer, to obtain the input parameters for the simulation of welding process. The proposed method has the advantage that it allows to determine the input parameters for the numerical model without the need of any experimental test.

Then, a numerical model has been developed and validated to predict residual stresses generated during the welding process. This model is based on the use of welding speed (using the kill-rebirth technique) and the heat source for each passes defined with the analytical model developed earlier. In order to verify that the proposed procedure is applicable to different welded joint configurations, a butt weld and a T-joint have been analysed. Results obtained with the developed procedure results have been validated by means of experimental tests carried out measuring the electrical, thermal and mechanical field. The obtained

results have shown that the model developed in this dissertation is a very effective tool to model MIG welding processes with spray transfer.

Finally, it has been developed and validated a method to predict the fatigue life of welded components under different configurations considering the multiaxial stress state, by determining the critical plane and using value of calculated residual stresses. Theoretical estimations have been validated by experimental fatigue tests at different loads. In order to verify that the procedure can be applied for welded joints with different configurations, butt welds at  $0^\circ$  and  $45^\circ$  and also T joint have been analysed. Results show a higher accuracy than the current methods and standards for the fatigue life prediction of welded joints.

# ÍNDICE

<b>Declaración de originalidad</b> .....	<b>i</b>
<b>Eskerrak</b> .....	<b>iii</b>
<b>Laburpena</b> .....	<b>v</b>
<b>Resumen</b> .....	<b>vii</b>
<b>Abstract</b> .....	<b>ix</b>
<b>Índice de figuras</b> .....	<b>xv</b>
<b>Índice de tablas</b> .....	<b>xix</b>
<b>Lista de abreviaturas</b> .....	<b>xxi</b>
<b>Lista de símbolos</b> .....	<b>xxiii</b>
<b>1 Introducción</b> .....	<b>27</b>
1.1 Contexto y enmarque de la presente tesis doctoral .....	27
1.2 Objetivos de la tesis .....	32
1.3 Organización de la memoria .....	32
<b>2 Predicción de tensiones residuales en uniones soldadas multipasada</b> .....	<b>35</b>
2.1 Introducción.....	35
2.2 Estado del arte.....	39
2.2.1 Generación de tensiones residuales en los procesos de soldadura.....	39
2.2.2 Modelización del campo térmico en un proceso de soldadura .....	45
2.2.3 Modelado de la adición del material de aporte .....	55
2.2.4 Modelización del campo mecánico .....	56
2.2.5 Validación experimental del proceso de soldadura .....	59
2.2.6 Conclusiones del estado del arte .....	65
2.3 Procedimiento numérico .....	65
2.3.1 Determinación analítica de los parámetros del proceso de soldadura.....	66
2.3.2 Modelización mediante EF de la soldadura multipasada .....	69

2.4	<i>Procedimiento experimental</i> .....	75
2.4.1	Proceso de soldadura automática .....	76
2.4.2	Medición del patrón de temperaturas.....	77
2.4.3	Medición de las tensiones residuales.....	78
2.5	<i>Resultados y discusión</i> .....	79
2.5.1	Validación del patrón de temperaturas .....	79
2.5.2	Validación de las tensiones residuales .....	82
2.6	<i>Aplicación del método para soldadura en T</i> .....	85
2.6.1	Simulación numérica de soldadura en T .....	85
2.6.2	Procedimiento experimental de la soldadura en T.....	88
2.6.3	Resultados y discusión .....	90
2.7	<i>Conclusiones</i> .....	93
<b>3</b>	<b>Análisis de fatiga para uniones soldadas multipasada considerando las tensiones residuales .....</b>	<b>95</b>
3.1	<i>Introducción</i> .....	95
3.1.1	Enfoque de tensión-vida (S-N) .....	98
3.1.2	Enfoque de deformación-vida ( $\epsilon$ -N).....	99
3.1.3	Enfoque del crecimiento de la grieta .....	101
3.1.4	Tensiones proporcionales y no proporcionales .....	102
3.2	<i>Fatiga en uniones soldadas</i> .....	103
3.2.1	Predicción de vida a fatiga de las uniones soldadas .....	103
3.2.2	Predicción de vida a fatiga multiaxial de las uniones soldadas .....	110
3.2.3	Predicción de vida a fatiga considerando las tensiones residuales .....	116
3.2.4	Conclusiones del estado del arte.....	117
3.3	<i>Procedimiento teórico</i> .....	117
3.3.1	Estudio de sensibilidad de la longitud de soldadura .....	117
3.3.2	Casos estudiados.....	120
3.3.3	Determinación de las tensiones residuales .....	121
3.3.4	Predicción de vida a fatiga basados en TR.....	122
3.3.5	Métodos convencionales .....	126
3.4	<i>Procedimiento experimental</i> .....	126
3.4.1	Caracterización a fatiga del material base.....	126
3.4.2	Procedimiento de soldadura.....	127
3.4.3	Caracterización a fatiga de uniones soldadas .....	128
3.5	<i>Resultados y discusión</i> .....	129
3.5.1	Predicción de las tensiones residuales.....	129
3.5.2	Curva S-N del material base.....	131
3.5.3	Curva S-N teniendo en considerando las tensiones residuales .....	131
3.5.4	Verificación del procedimiento de estimación de vida a fatiga .....	133

3.5.5	Comparación con otros métodos .....	134
3.6	<i>Aplicación del método para la soldadura en T</i> .....	136
3.7	<i>Conclusiones</i> .....	143
<b>4</b>	<b>Conclusiones y líneas futuras</b> .....	<b>145</b>
4.1	<i>Conclusiones</i> .....	145
4.2	<i>Líneas futuras</i> .....	148
	<b>Aportación científica</b> .....	<b>149</b>
	<b>Referencias bibliográficas</b> .....	<b>151</b>



## ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 1.1. Contribución al PIB de Estados Unidos por sectores en 2010 (adaptado de [5]).	27
Figura 1.2. Fisuras generadas por fatiga en componentes de prensas mecánicas: a) unión soldada y b) biela.	29
Figura 1.3. a) Fisura generada por fatiga en el alojamiento de un eje en una prensa mecánica y b) fallo generado en la unión soldada de tubos finos en una bicicleta [9].	30
Figura 1.4. a) Grieta generada alrededor del pie de soldadura en el brazo articulado de un cargador [10] y b) fallo generado en un manipulador telescópico [10].	30
Figura 1.5. a) Fisura generada por fatiga en un puente [11] y b) Rotura generada por fatiga en el barco MSC CARLA [12].	30
Figura 2.1. Modos de transferencia en soldaduras MIG [24].	35
Figura 2.2. Los tres tipos de TR clasificados por el rango de acción [25].	36
Figura 2.3. Los diferentes fenómenos físicos que intervienen en el modelado del arco de soldadura (adaptado de [26]).	37
Figura 2.4. Esquema para realizar el análisis termo-mecánico secuencial desacoplado del proceso de soldadura (adaptado de [19] y [25]).	38
Figura 2.5. Procedimiento para obtener el valor de la tensión residual de soldadura en un sólido prismático [28].	40
Figura 2.6. Procedimiento para obtener el valor de la tensión longitudinal en una unión soldada (adaptado de [29]).	41
Figura 2.7. Tensiones residuales transversales en una soldadura a tope: a) soldadura depositada rápidamente en una placa larga; (b) soldadura depositada rápidamente en una placa corta; (c) soldadura depositada lentamente en una placa larga (adaptado de [29]).	42
Figura 2.8. Tensiones transversales en la dirección del espesor; (a) con una zona relativamente grande deformada plásticamente; (b) con una zona estrecha deformada plásticamente (adaptado de [28]).	42
Figura 2.9. Efecto de la longitud de la soldadura en: a) distribución de las TR longitudinales; b) distribución de la tensión residual longitudinal máxima [39].	44
Figura 2.10. Influencia del aporte de calor en la distribución de las TR transversales (adaptado de [41]).	45
Figura 2.11. Diagrama esquemático del proceso de soldadura mostrando la máquina de soldadura como una fuente de energía y el arco eléctrico como una resistencia (adaptado de [15]).	46
Figura 2.12. Densidad de energía para la soldadura por arco y soldadura por llama para la misma salida de calor neta $q = 9,7$ kW (adaptado de [28]).	47
Figura 2.13. Los fenómenos importantes que se dan en la transferencia de calor (adaptado de [43]).	48
Figura 2.14. Los fenómenos físicos que se dan en el baño de fusión de la soldadura [2].	49
Figura 2.15. Enfoque de la tensión prescrita (adaptado de [27]).	52

Figura 2.16. Modelo de la doble elipsoide de Goldak para modelar la fuente de calor de soldadura (adaptado de [55]).	53
Figura 2.17. Espectro electromagnético donde se puede observar el rango de la radiación térmica (0,1-1000 $\mu\text{m}$ ) [77].	60
Figura 2.18. Penetración y resolución espacial de las técnicas para medir TR. Las áreas grises indican que son métodos destructivos (adaptado de [79]).	63
Figura 2.19. Galga extensométrica tipo A para la medición de deformaciones [81][83].	64
Figura 2.20. Configuración de la pistola de soldadura (adaptado de [42]).	66
Figura 2.21. Relación entre la composición del gas de soldadura y la corriente de transición, para hilos de acero al carbono de diámetros entre 0,8 y 1,6 mm (adaptado de [84]).	67
Figura 2.22. Comparación de los diferentes modelos para obtener el valor de la velocidad del hilo en función de la intensidad para electrodos de acero al carbono.	69
Figura 2.23. Procedimiento para calcular la geometría del cordón de soldadura para cada pasada.	70
Figura 2.24. a) Modelo usado para la simulación del proceso de soldadura, b) principio de la adición del cordón de la soldadura.	70
Figura 2.25. Propiedades del material dependientes de la temperatura. a) Calor específico [93], conductividad térmica [2, 94] y densidad [63], b) Módulo de Young y coeficiente de expansión térmica [95] y el límite elástico [96, 97], c) curvas plásticas para el material base [2] y d) curvas plásticas estimadas para el material del hilo.	72
Figura 2.26. Instalación experimental desarrollado para realizar el ensayo de soldadura controlado.	75
Figura 2.27. Ejemplo de la medición de los parámetros eléctricos.	76
Figura 2.28. Geometría de las placas y de los cordones de soldadura para la unión soldada a tope.	76
Figura 2.29. Posición de los termopares en la soldadura a tope.	78
Figura 2.30. Posición de las galgas extensométricas en la soldadura a tope.	78
Figura 2.31. Procedimiento para medir las TR de la soldadura a tope multipasada.	79
Figura 2.32. Ciclos térmicos calculados y medidos para el primer termopar con eficiencia 1.	80
Figura 2.33. Comparativa del campo térmico para los resultados experimentales y numéricos para la soldadura a tope con una eficiencia de 0,8.	81
Figura 2.34. Comparativa del patrón térmico experimental y numérico para la soldadura a tope con una eficiencia de 0,8 (los puntos en la imagen superior indican la posición de los termopares).	82
Figura 2.35. Patrón de tensiones residuales transversales obtenidas numéricamente para la soldadura a tope.	83
Figura 2.36. Resultados de las mediciones de <i>hole-drilling</i> para diferentes placas y en ambas trayectorias.	84
Figura 2.37. Comparación de los resultados experimentales y numéricos para las tensiones residuales transversales.	85
Figura 2.38. Sección del material aportado en cada pasada.	86
Figura 2.39. Rango de parámetros del proceso de soldadura MIG para conseguir transferencia spray (adaptado de [24]).	86
Figura 2.40. Modelo empleado para simular el proceso de soldadura en T.	87
Figura 2.41. Instalación experimental desarrollada para el ensayo de soldadura en T.	88
Figura 2.42. Ejemplo de la medición de los parámetros eléctricos de la soldadura en T: a) primera pasada y b) segunda pasada.	89
Figura 2.43. Posicionamiento de los termopares en la soldadura en T.	89

Figura 2.44. Secciones transversales de la unión en T para a) primera pasada y b) segunda pasada. ...	90
Figura 2.45. Comparativa del campo térmico para los resultados experimentales y numéricos para el caso de la soldadura en T. ....	91
Figura 2.46. Desplazamiento vertical del extremo libre obtenido mediante el cálculo numérico para el caso de la unión soldada en T. ....	92
Figura 3.1. Esquema de los micromecanismos que originan a la nucleación de la grieta (adaptado de [104]). ....	96
Figura 3.2. Etapa de iniciación y propagación de la grieta [105]. ....	96
Figura 3.3. a) Origen de la grieta de fatiga en el rango superior a $10^7$ ciclos [107] y b) Curvas S-N para diferentes materiales: i) acero de baja resistencia Ck15, R=-1 [112], ii) aleación de aluminio EN AW 6082, R=0, fallo subsuperficial a $N_f > 7 \times 10^6$ [113], iii) acero de alta resistencia SUJ2, R=-1 [114] y iv) acero de alta resistencia 100CR6, R=-1 [115]. ....	97
Figura 3.4. Ejemplo de una curva S-N [117]. ....	98
Figura 3.5. Ejemplo de cargas variables para definir los parámetros empleados en la fatiga (adaptado de [104]). ....	99
Figura 3.6. Ejemplo de un diagrama típico de $\varepsilon$ -N [102]. ....	100
Figura 3.7. Ejemplo representativo de un diagrama $da/dN - \Delta K$ [119]. ....	101
Figura 3.8. Ejemplos de a) cargas proporcionales y b) cargas no-proporcionales. ....	102
Figura 3.9. Comparación del comportamiento a fatiga de estructuras soldadas y sin soldar [13]. ....	103
Figura 3.10. Concentración de tensiones en entallas para a) placa con entallas y b) soldadura a tope [121]. ....	103
Figura 3.11. Enfoques para el cálculo de vida a fatiga de un componente soldado [122]. ....	104
Figura 3.12. Relación entre la precisión, la complejidad y el esfuerzo que suponen los diferentes métodos para predecir la vida a fatiga de las uniones soldadas [124]. ....	104
Figura 3.13. Algunos tipos de curvas de diseño para los diferentes tipos de soldadura de acero [122].	105
Figura 3.14. Tensión estructural en el punto caliente (adaptado de [126]). ....	106
Figura 3.15. Redondeo ficticio a realizar en el método de la tensión en la entalla en la punta y la raíz de la soldadura [126]. ....	109
Figura 3.16. Ejemplo de la transformación de la curva S-N de un sistema nominal a un estado local para el caso de carga axial pura [147]. ....	116
Figura 3.17. Influencia de la longitud de soldadura en las tensiones residuales generadas en el proceso de soldadura para a) 30 mm, b) 50 mm, c) 75 mm, d) 100 mm, e) 125 mm, f) 150 mm, g) 175 mm, h) 200 mm, i) 250 mm y j) 300 mm. ....	119
Figura 3.18. Efecto de la longitud de la soldadura en la distribución de la tensión transversal máxima. ....	120
Figura 3.19. Uniones soldadas analizadas: a) soldadura a tope a $0^\circ$ , b) soldadura a tope a $30^\circ$ , c) soldadura a tope a $45^\circ$ y d) soldadura a tope a $60^\circ$ . ....	121
Figura 3.20. Influencia de las tensiones residuales en la curva S-N y en el diagrama de Haigh (adaptado de [117]). ....	124
Figura 3.21. Vector de tensión $S_n$ , vector de tensión normal $\sigma_n$ y el vector de la tensión de cortadura $\tau$ , que actúan en el plano $\Delta$ y la evolución de dichas tensiones durante un ciclo de carga complejo [14514]. ....	125
Figura 3.22. Probeta para los ensayos de fatiga del material base. ....	127
Figura 3.23. Instalación experimental para realizar la soldadura a tope: a) $0^\circ$ y b) $45^\circ$ . ....	128

Figura 3.24. Patrón de las tensiones residuales transversales para a) soldadura a tope a 0°, b) soldadura a tope a 30°, c) soldadura a tope a 45° y d) soldadura a tope a 60°. .....	130
Figura 3.25. Resultados experimentales a fatiga del material base y curva S-N ajustada .....	131
Figura 3.26. Comparación de las curvas S-N predichas para todos los casos analizados frente a la curva S-N del material base. ....	132
Figura 3.27. Comparación entre la curva S-N del componente obtenida teóricamente y los datos experimentales para a) Soldadura a tope a 0° y b) soldadura a tope a 45°. ....	133
Figura 3.28. Comparación entre la amplitud de la tensión experimental $\sigma_{exp}$ y la amplitud de tensión predicha $\sigma_{cal}$ para a) soldadura a tope a 0° y b) soldadura a tope a 45°. ....	134
Figura 3.29. Curvas S-N calculadas con el método de la tensión nominal y el método considerando las tensiones residuales frente a los datos experimentales para a) soldadura a tope a 0° y b) soldadura a tope a 45°. ....	135
Figura 3.30. Curvas S-N calculadas con el método de la tensión estructural en el punto caliente frente a los datos experimentales para a) soldadura a tope a 0° y b) soldadura a tope a 45°. ....	135
Figura 3.31. Soldadura en T analizada con la correspondiente carga aplicada. ....	137
Figura 3.32. Patrón de las tensiones residuales transversales para la unión soldada en T. ....	138
Figura 3.33. Comparación de la curva S-N predicha para la soldadura en T frente a la curva S-N del material base. ....	139
Figura 3.34. Comparación entre la curva S-N del componente obtenida teóricamente y los datos experimentales para la soldadura en T. ....	140
Figura 3.35. Comparación entre la amplitud de la tensión experimental $\sigma_{exp}$ y la amplitud de tensión predicha $\sigma_{cal}$ para la soldadura en T. ....	141
Figura 3.36. Curvas S-N calculadas con el método de la tensión nominal y el método considerando las tensiones residuales frente a los datos experimentales para la soldadura en T. ....	141
Figura 3.37. Curvas S-N calculadas con el método de la tensión estructural en el punto caliente frente a los datos experimentales para la soldadura en T. ....	142

## ÍNDICE DE TABLAS

Tabla 1.1. Número de trabajadores relacionados con la soldadura [1].	28
Tabla 2.1. Propiedades mecánicas del material base y del material de aporte empleados en este estudio [91, 92].	71
Tabla 2.2. Valor del calor latente de fusión [73].	72
Tabla 2.3. Valores de la potencia calorífica para cada pasada del proceso de soldadura en función de la eficiencia del proceso.	74
Tabla 2.4. Parámetros empleados para realizar el proceso de soldadura a tope.	77
Tabla 2.5. Errores calculados para los picos de temperatura en cada pasada para un rango de eficiencias que varía entre 0,6 y 1.	81
Tabla 2.6. Parámetros empleados para realizar el proceso de soldadura a tope.	86
Tabla 2.7. Valores de la potencia calorífica para cada pasada del proceso de soldadura en T.	87
Tabla 2.8. Comparación entre los valores de la sección calculadas teóricamente y experimentalmente para cada pasada de la unión en T.	90
Tabla 3.1. Causas del daño multiaxial y los modelos para calcular la tensión equivalente (adaptado de [146]).	114
Tabla 3.2. Parámetros del proceso de la soldadura y parámetros de entrada para el MEF.	122
Tabla 3.3. Parámetros del proceso de soldadura.	128
Tabla 3.4. Amplitudes de tensiones ensayadas para cada caso estudiado.	129
Analizando todos los casos de la Figura 3.24, se observa que las zonas críticas, en cuanto a las TR, están localizadas cerca del pie de soldadura. Para todos los casos analizados, con el fin de estimar la vida a fatiga de las muestras soldadas, las matrices de las tensiones residuales se obtienen en las áreas críticas mencionadas anteriormente. Considerando dichas matrices, se determina el valor de la tensión uniaxial equivalente para cada caso, como se puede observar en la.	130
Tabla 3.5. Valor de la tensión uniaxial equivalente en el plano crítico para las diferentes soldaduras a tope analizadas.	131
Tabla 3.6. Coeficientes $\sigma'_f$ y $b$ estimados	132
Tabla 3.7. Comparación del error medio y el error en el límite de fatiga predicho con cada método analizado.	136
Tabla 3.8. Parámetros del proceso de soldadura en T.	137
Tabla 3.9. Parámetros del proceso de la soldadura.	138
Tabla 3.10. Amplitud de las tensiones para el caso de la soldadura en T.	138
Tabla 3.11. Valor de la tensión uniaxial equivalente en el plano crítico para la soldadura T.	139
Tabla 3.12. Coeficientes $\sigma'_f$ y $b$ estimados	139
Tabla 3.13. Comparación del error medio y el error en el límite de fatiga predicho con cada método analizado.	142



## **LISTA DE ABREVIATURAS**

ABS	<i>American Bureau of Shipping</i>
ASME	<i>American Society of Mechanical Engineers</i>
ASTM	<i>American Society for Testing and Materials</i>
AWS	<i>American Welding Society</i>
BS	<i>British Standard</i>
CNC	Control Numérico Computarizado
CWM	<i>Computational Welding Mechanics</i>
DNV	<i>Det Norske Veritas</i>
EESH	<i>Effective Equivalent Stress Hypothesis</i>
EMSI	<i>Economic Modeling Specialist International</i>
FKM	<i>Forschungskuratorium Maschinenbau Frankfurt/Main</i>
HCF	<i>High Cycle Fatigue</i>
IIW	<i>International Institute of Welding</i>
IR	<i>Infrared radiation</i>
LCF	<i>Low Cycle Fatigue</i>
LEFM	<i>Linear Elastic Fracture Mechanics</i>
MAG	<i>Metal Active Gas</i>
MEF	Método de los Elementos Finitos
MIG	<i>Metal Inert Gas</i>
MTS	Mechanical Testing and Sensing
PIB	Producto Interior Bruto
SCC	<i>Stress Corrosion Cracking</i>
TIG	<i>Tungsten Inert Gas</i>
TR	Tensiones Residuales
UIT	<i>Ultrasonic Impact Treatment</i>
VHCF	<i>Very High Cycle Fatigue</i>
X-FEM	<i>Extended Finite Element Method</i>
ZAT	Zona Afectada Térmicamente



## LISTA DE SÍMBOLOS

$A$	[-]	Constante para la curva S-N del método de Dong
$A_{so}$	[m <sup>2</sup> ]	Área de la sección transversal del hilo
$A_c$	[m <sup>2</sup> ]	Sección transversal del cordón de soldadura
$B$	[-]	Constante para la curva S-N del método de Dong
$C$	[Pa]	Matriz de elasticidad
$C_2$	[-]	Constante para la curva S-N semi-logarítmica
$C_0$	[Wm <sup>-2</sup> K]	Constante de Stefan-Boltzmann
$D$	[-]	Constante para la curva S-N semi-logarítmica
$E$	[Pa]	Módulo de Young
$F(\varphi)$	[-]	Ratio del parámetro de daño
$G$	[Pa]	Módulo de cortadura
$I$	[A]	Intensidad de la corriente eléctrica
$I_D(r)$	[-]	Criterio de fallo
$K$	[Wm <sup>-1</sup> K <sup>-1</sup> ]	Conductancia térmica
$K_t$	[Pam <sup>1/2</sup> ]	Intensidad de tensiones aplicada
$K_c$	[Pam <sup>1/2</sup> ]	Intensidad de tensiones crítico
$K_{th}$	[Pam <sup>1/2</sup> ]	Umbral de la intensidad de tensiones
$L_{arc}$	[m]	Longitud del arco
$L_{CTW}$	[m]	Distancia entre el contacto y la pieza a soldar
$L_{so}$	[m]	Longitud del hilo saliente
$N$	[-]	Número de ciclos
$N_f$	[-]	Número de ciclos hasta la rotura
$Q$	[Js <sup>-1</sup> ]	Energía total
$R$	[-]	Ratio de tensión
$R_{arc}$	[Ω]	Resistencia del arco
$R_\lambda$	[-]	Radiación emitida por un cuerpo real
$R_{\lambda,b}$	[-]	Radiación emitida por un cuerpo negro
$S_e$	[Pa]	Límite de fatiga para 10 <sup>7</sup> ciclos
$S_s$	[Pa]	Tensión estructural equivalente
$S_n$	[Pa]	Vector de tensiones que actúa en un punto

$S_{N_f, BM}$	[Pa]	Resistencia a la fatiga del material base para $N_f$ ciclos
$S_s$	[-]	Factor de tamaño
$T$	[K]	Temperatura
$T_0$	[K]	Temperatura del fluido que lo rodea
$V_{Tot}$	[V]	Voltaje total
$V_{so}$	[V]	Caída del voltaje en la longitud del hilo saliente
$V_{arc}$	[V]	Caída del voltaje a lo largo del arco
$D_\sigma$	[-]	Sumatorio de Miner para la tensión
$D_\tau$	[-]	Sumatorio de Miner para la tensión de cortadura
$a_f$	[-]	Tamaño de grieta final
$a_i$	[-]	Tamaño de grieta inicial
$a_0$	[V]	Caída del voltaje ánodo/ cátodo
$a_1$	[Vm <sup>-1</sup> ]	Gradiente del potencial del arco
$a, b_g, c_f, c_r$	[m]	Medidas del pozo de soldadura
$b$	[-]	Exponente de la resistencia a fatiga
$b_f$	[-]	Pendiente de la curva tensión deformación
$c$	[Jkg <sup>-1</sup> K <sup>-1</sup> ]	Calor específico
$c_p$	[-]	Exponente de la ductilidad a fatiga
$da/dN$	[mciclo <sup>-1</sup> ]	Velocidad de crecimiento de la grieta
$d_0$	[m]	Diámetro del agujero de la galga
$e$	[m]	Espesor
$f_f, f_r$	[-]	Factores para el cuadrante frontal y trasero de Goldak
$f_f$	[Pa]	Valor del daño
$h$	[Wm <sup>-2</sup> K]	Coefficiente de convección
$k$	[Jm <sup>-1</sup> s <sup>-1</sup> K <sup>-1</sup> ]	Conductividad térmica
$k_f$	[-]	Sensibilidad a la tensión normal en el plano cortante
$k_{ta}$	[-]	Factor de concentración de tensiones axial
$k_{tt}$	[-]	Factor de concentración de tensiones de torsión
$n$	[-]	Vector unitario normal
$p_j$	[Pa]	Fuerza del cuerpo
$q$	[W]	Potencia térmica aportada
$\dot{q}$	[W]	Flujo de calor
$q_s$	[Wm <sup>-2</sup> ]	Densidad de energía
$q_v$	[Wm <sup>-3</sup> ]	Flujo volumétrico de la fuente de calor
$q_f$	[Wm <sup>-3</sup> ]	Potencia térmica aportada en el cuadrante frontal
$q_r$	[Wm <sup>-3</sup> ]	Potencia térmica aportada en el cuadrante trasero
$r$	[-]	Ratio entre la tensión de flexión y la de membrana

$t$	[s]	Tiempo
$v_h$	[ms <sup>-1</sup> ]	Velocidad del hilo
$v_s$	[ms <sup>-1</sup> ]	Velocidad de soldeo
$\alpha$	[K <sup>-1</sup> ]	Coefficiente de expansión térmica
$\alpha_\lambda$	[-]	Radiación absorbida
$\alpha_h$	[mA <sup>-1</sup> s <sup>-1</sup> ]	Constante del electrodo
$\beta_h$	[A <sup>-2</sup> s <sup>-1</sup> ]	Constante del electrodo
$\delta$	[°]	Orientación del plano de la grieta inicial
$\varepsilon_x$	[-]	Deformación en la dirección $x$
$\varepsilon^t$	[-]	Deformación térmica
$\varepsilon_\lambda$	[-]	Constante de emisividad
$\varepsilon^e$	[-]	Deformación elástica
$\varepsilon^p$	[-]	Deformación plástica
$\varepsilon^{tp}$	[-]	Deformación por transformación
$\varepsilon^{vp}$	[-]	Deformación visco plástica
$\varepsilon^c$	[-]	Deformación por fluencia
$\varepsilon'_f$	[-]	Coefficiente de la ductilidad a fatiga
$\eta$	[-]	Coefficiente de la eficiencia del arco
$\theta$	[°]	Ángulo entre la fuente de radiación y el receptor
$\lambda_p$	[-]	Parámetro plástico
$\lambda$	[ ]	Longitud de onda
$\lambda_1, \lambda_2$	[-]	Valor del ratio entre las tensiones principales
$v_h$	[ms <sup>-1</sup> ]	Velocidad del hilo
$\nu$	[-]	Coefficiente de Poisson
$\rho$	[kgm <sup>-3</sup> ]	Densidad del material
$\rho_s$	[ $\Omega$ m <sup>-1</sup> ]	Resistividad del material de aporte
$\rho_s$	[-]	Radiación reflejada
$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$	[Pa]	Tensiones principales
$\sigma_{i,j}$	[Pa]	Tensor de tensiones
$\sigma$	[MPa]	Tensión
$\sigma_{hs}$	[Pa]	Tensión en el punto caliente
$\sigma_{cal}$	[Pa]	Tensión calculada
$\sigma_{exp}$	[Pa]	Tensión experimental
$\sigma$	[Pa]	Tensión
$\sigma_a$	[Pa]	Tensión alterna
$\sigma'_f$	[-]	Coefficiente de la resistencia a fatiga
$\sigma_m$	[Pa]	Tensión media

$\sigma_d$	[Pa]	Tensión desviadora
$\sigma_{-1}$	[Pa]	Límite de fatiga de la tensión a R=-1
$\sigma_n$	[Pa]	Tensión normal
$\sigma_{n,eq}$	[Pa]	Tensión normal equivalente
$\sigma_{n,a}$	[Pa]	Tensión normal alterna
$\sigma_{n,m}$	[Pa]	Tensión normal media
$\sigma_b$	[Pa]	Tensión de flexión
$\sigma_{mm}$	[Pa]	Tensión de la membrana
$\sigma_s$	[Pa]	Tensión estructural
$\sigma_{eq,nom}$	[Pa]	Tensión equivalente nominal
$\sigma_C$	[Pa]	Valor característico la tensión en el límite de fatiga
$\sigma_{n,hs}$	[Pa]	Tensión normal en el punto caliente
$\sigma_{a-res}$	[Pa]	Amplitud de tensión considerando TR
$\sigma_{res}$	[Pa]	Valor de las TR en el plano crítico
$\sigma_y$	[Pa]	Límite elástico
$\sigma_u$	[Pa]	Límite de rotura
$\sigma_{N_f}$	[Pa]	Resistencia a la fatiga de un componente para $N_f$ ciclos
$\tau_{eq,nom}$	[Pa]	Tensión de cortadura equivalente nominal
$\tau_C$	[Pa]	Valor característico de la cortante en el límite de fatiga
$\tau$	[Pa]	Tensión de cortadura
$\tau_{hs}$	[Pa]	Tensión de cortadura en el punto caliente
$\tau'_f$	[-]	Constante a fatiga del plano crítico en el punto caliente
$\tau_{-1}$	[Pa]	Límite de fatiga de la tensión cortante a R=-1
$\tau_a$	[Pa]	Tensión cortante alterna
$\tau_\lambda$	[-]	Radiación transmitida
$\varphi$	[°]	Ángulo del plano crítico

# 1 INTRODUCCIÓN

## 1.1 Contexto y enmarque de la presente tesis doctoral

La soldadura es uno de los procesos más críticos de la industria de fabricación de todo el mundo [1]. La mayoría de los productos de la vida cotidiana están soldados o fabricados por un equipamiento soldado [2]. Según la oficina de estadística laboral de los Estados Unidos (USBLS) en el año 2012, los procesos de soldadura se emplean en el 61% de los procesos de fabricación industrial y suponen un 11% dentro de la industria de la construcción [3]. Todo ello implica el 7,65% del producto interior bruto (PIB) de Estados Unidos (Figura 1.1) y da empleo a más del 0,3% de la población de Estados Unidos de forma directa [4]. La Tabla 1.1 muestra la evolución desde el año 2002 del número de puestos de trabajo relacionados con la soldadura así como la estimación del número de puestos de cara a 2019 según *Economic Modeling Specialist International (EMSI)* [1].

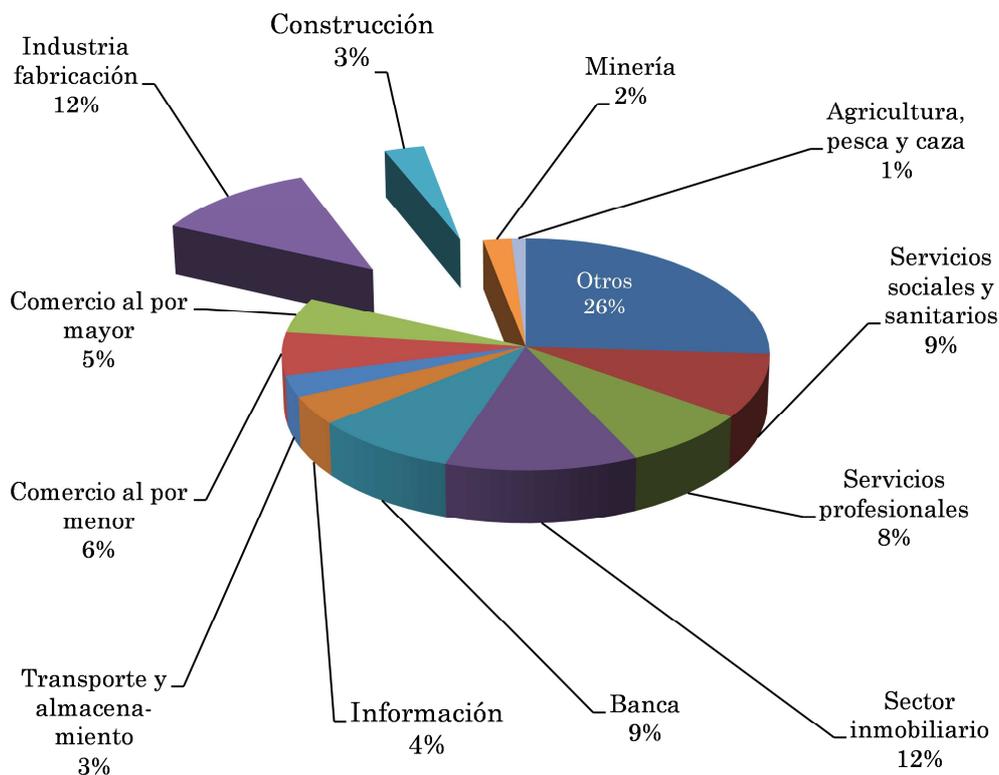


Figura 1.1. Contribución al PIB de Estados Unidos por sectores en 2010 (adaptado de [5]).

**Tabla 1.1. Número de trabajadores relacionados con la soldadura [1].**

Año	2002	2009	2013	2016	2019
Número de trabajadores	1076499	968038	998611	1012631	1024971

De este modo, los procesos de soldadura juegan un papel fundamental en sectores tan diversos como el transporte (automoción, naval, ferrocarril,...), la energía (nuclear, oil&gas, off-shore,...), construcción, elevación, etc [4]. En la actualidad, los grandes retos a los que se enfrentan dichos sectores están relacionados con el aumento de seguridad, la eficiencia energética, respeto con el medio ambiente, eficiencia en el uso de recursos y materias primas y aumento de la competitividad. Esto se traduce en la necesidad de desarrollar estructuras y productos soldados con dimensionamientos más ajustados y fiables, optimizando la utilización de recursos tanto de materia prima como energéticos y económicos durante todo el ciclo de vida del producto (fabricación, transporte y vida útil de los mismos). Ante dicho escenario, las uniones soldadas son las zonas críticas de dichas estructuras y componentes que habitualmente están sometidas a cargas cíclicas y, por lo tanto, son propensas a sufrir roturas a fatiga. Generalmente la vida a fatiga de las uniones soldadas se reduce debido a las tensiones residuales (TR), el efecto de borde entre el material base y el material soldado, las inclusiones no metálicas, propiedades del material no homogéneas en la zona afectada térmicamente (ZAT)... Uno de los principales problemas de las estructuras soldadas es la generación de TR, que perjudican directamente sobre la susceptibilidad de la unión soldada al daño por fatiga de altos ciclos, agrietamiento por corrosión bajo tensión (SCC), pandeo estructural y fractura frágil [6-8]. A continuación se muestran algunos ejemplos de roturas debidas a la fatiga en las uniones soldadas:

- En las prensas mecánicas el fallo por fatiga es especialmente crucial porque combinan cargas de impacto de grandes toneladas (>2000 Tn), combinado con cadencias de producción elevadas (hasta 3.000.000 piezas/año). Por estas razones en este tipo de prensas se pueden producir fallos por fatiga en diferentes partes de dicha máquina (Figura 1.2 a) y b) y Figura 1.3 a)).
- En las uniones soldadas de las secciones circulares huecas, como por ejemplo en las bicicletas, se dan numerosos fallos de fatiga. El fallo ocurre o se inicia en la soldadura, ya que normalmente, la soldadura de las finas secciones circulares huecas crea defectos y un área débil por donde se puede generar la grieta (Figura 1.3 b)) [9].
- El brazo articulado de un cargador falló en el pivote extremo de la cabina. La soldadura contenía defectos en el pie de soldadura por donde se inició el fallo

por fatiga. La iniciación y propagación de la grieta comenzó desde que se puso en servicio el cargador (Figura 1.4 a)) [10].

- El brazo de un manipulador telescópico falló por fatiga después de 3000 horas de servicio. El fallo de este componente fue debido al mecanismo de fatiga que se inició en el pie de soldadura circular. Debido a que la rotura del componente se produjo a muy pocas horas de servicio, se concluyó que la rotura se dio por un mal diseño (Figura 1.4 b)) [10].
- En Estados Unidos, se han generado numerosas grietas por fatiga en diferentes puentes, dando lugar a fallos por fatiga en vigas del puente con rigidizadores longitudinales soldados. Dichas grietas se inician a partir de los defectos de soldadura en la intersección entre las soldaduras que conectan el rigidizador longitudinal y el alma del puente. Asimismo, pueden empezar por las soldaduras a tope de los ensamblajes transversales en el rigidizador longitudinal (Figura 1.5 b)) [11].
- El casco del barco MSC CARLA se rompió desde la zona central de la parte alargada, debido a la presencia de olas muy grandes. El fallo fue consecuencia de defectos de fabricación y diseño. En cuanto al diseño, a pesar de que se cumplían los límites establecidos por ABS y Lloyds, no se cumplía la sugerencia definida a partir de la experiencia. Por otro lado, para maximizar la resistencia de la unión soldada, se debería de haber realizado por penetración completa pero no se hizo de esta forma. Asimismo, tanto en el lado de babor como en el de estribor, muchas soldaduras presentaban defectos (Figura 1.5 b)) [12].



**Figura 1.2. Fisuras generadas por fatiga en componentes de prensas mecánicas: a) unión soldada y b) biela.**



Figura 1.3. a) Fisura generada por fatiga en el alojamiento de un eje en una prensa mecánica y b) fallo generado en la unión soldada de tubos finos en una bicicleta [9].

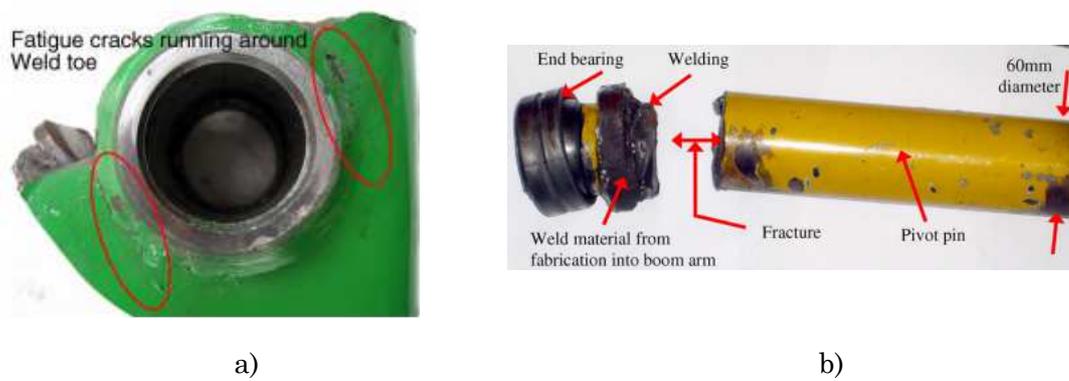


Figura 1.4. a) Grieta generada alrededor del pie de soldadura en el brazo articulado de un cargador [10] y b) fallo generado en un manipulador telescópico [10].



Figura 1.5. a) Fisura generada por fatiga en un puente [11] y b) Rotura generada por fatiga en el barco MSC CARLA [12].

Como se ha mencionado anteriormente, uno de los principales problemas de las uniones soldadas es la generación de las tensiones residuales que tienen una relación directa en el comportamiento a fatiga de dichas uniones [13, 14]. Las TR se forman debido a los elevados ciclos térmicos que existen durante el proceso de soldadura, donde ocurren calentamientos y enfriamientos no-uniformes, generando deformaciones plásticas no-homogéneas [6, 13]. La correcta estimación del patrón de tensiones residuales en las estructuras soldadas es muy compleja debido a que intervienen numerosos fenómenos físicos complejos como la electricidad, el calor, el magnetismo, la luz, el sonido y el trabajo mecánico [15]. Además, la distribución de las TR de soldadura depende de diversos factores como la dimensión estructural, las restricciones mecánicas, la preparación de la soldadura, la secuencia de soldeo o el número de pasadas [16-18]. Por lo tanto, para realizar un diseño menos conservativo del componente soldado es necesario considerar la magnitud y la distribución de las TR [6, 16, 19-21].

Actualmente, la correcta medición de las tensiones residuales en los componentes soldados presenta algunas limitaciones ya que los diferentes métodos experimentales todavía no son totalmente fiables [18, 20, 22]. Además, la medición experimental supone un gran coste económico y temporal. Debido a las dificultades prácticas a la hora de medir las TR en componentes gruesos, el valor de dichas tensiones se obtiene mediante la combinación de mediciones experimentales y predicciones a partir de los modelos numéricos [8]. Por consiguiente, la mayoría de los enfoques para la estimación de vida a fatiga que se utilizan actualmente, no consideran el valor real de las TR. La mayor limitación de estos métodos es la falta de precisión, ya que no consideran el valor real de tensiones residuales.

De este modo, a pesar de que actualmente existen numerosas normativas y diferentes métodos para predecir la vida a fatiga de componentes soldados, la estimación de vida realizada con estas normativas y métodos es, en general, muy conservadora [21, 23]. Por lo tanto, se considera que los métodos de estimación de vida a fatiga de uniones soldadas no son adecuados para la optimización de estructuras y componentes soldados.

Como alternativa, esta tesis doctoral tiene como objetivo conseguir predecir de forma precisa la vida a fatiga de diferentes tipos de uniones soldadas, considerando el valor de las TR estimadas numéricamente. De esta manera, se podrá minimizar la sección requerida para la fatiga de los diferentes tipos de uniones soldadas, sin que se produzca ninguna variación en la seguridad de la estructura. Así, se reducirá la cantidad de material empleada en la estructura y, por lo tanto, se disminuirá el coste de fabricación, se facilitará el transporte, el montaje será más sencillo,...

## 1.2 *Objetivos de la tesis*

Con el propósito de dar respuesta a las necesidades tecnológicas identificadas se ha definido como objetivo principal de la presente tesis doctoral el **desarrollo de un procedimiento para predecir la vida a fatiga de uniones soldadas multipasada sometidas a un estado de tensiones multiaxial considerando el valor de las tensiones residuales estimado numéricamente.**

Se han detallado los siguientes objetivos específicos para la consecución del objetivo principal:

1. Desarrollar un modelo analítico basado en la física de la soldadura MIG por transferencia spray, para estimar la velocidad de soldeo y la fuente de calor.
2. Desarrollar y validar un modelo numérico para predecir el patrón de tensiones residuales generado en los procesos de soldadura multipasada.
3. Desarrollar y validar un procedimiento para predecir la vida a fatiga en el régimen de altos ciclos de uniones soldadas multipasada por transferencia spray con diferentes geometrías considerando el valor de tensiones residuales.

## 1.3 *Organización de la memoria*

En el capítulo II, “*Predicción de TR en uniones soldadas multipasada*”, se recoge en primer lugar un estudio bibliográfico de los diferentes modelos para realizar la simulación numérica del proceso de soldadura multipasada con el fin de predecir el patrón de las TR, así como la generación de las tensiones residuales durante el proceso de la soldadura. Asimismo, se ha realizado un análisis bibliográfico sobre los diferentes métodos para validar experimentalmente (tanto el campo térmico como el campo mecánico), la simulación numérica del proceso de soldadura. A continuación, se expone el procedimiento numérico desarrollado en esta tesis para realizar la simulación numérica del proceso de soldadura, donde los parámetros de entrada se determinan a partir de las ecuaciones analíticas definidas en base a la física de la soldadura. Después se analiza el procedimiento experimental llevado a cabo en esta tesis, donde se define el procedimiento de soldadura controlado, el de la medición del patrón de temperaturas y el de TR. Posteriormente, se valida el procedimiento numérico para calcular el patrón de las tensiones residuales propuesto en esta tesis, midiendo tanto el patrón de temperaturas como el de TR. Por último, con el fin de confirmar que el procedimiento desarrollado en esta tesis es válido para otro tipo de soldaduras, se ha realizado el mismo estudio para el caso de la soldadura en T.

En el capítulo III, “*Análisis de fatiga para las uniones soldadas multipasada considerando las tensiones residuales*”, se recoge en primer lugar un estudio bibliográfico sobre el fenómeno de la fatiga en general, así como un estudio más enfocado a la fatiga de las uniones soldadas. Asimismo se ha realizado un estudio más preciso de la predicción de vida a fatiga del componente soldado sometido a estados tensionales multiaxiales, analizando también los métodos que consideran el valor numérico estimado de las TR. A continuación se expone el procedimiento teórico desarrollado en esta tesis para predecir la vida a fatiga de las uniones soldadas multipasada sometidas a fatiga multiaxial considerando el valor de las TR. Después se expone el procedimiento experimental llevado a cabo en este trabajo, donde se describe la caracterización a fatiga tanto del material base como del material soldado en diferentes configuraciones, así como el procedimiento empleado para realizar la soldadura. A continuación, se valida el procedimiento propuesto en este trabajo frente a los ensayos experimentales para soldaduras a tope a diferentes ángulos y se realiza una comparación frente a los diferentes métodos actuales, con el fin de demostrar el potencial del método propuesto. Por último, para confirmar que el procedimiento de predicción de vida a fatiga de uniones soldadas sometidas a estados tensionales multiaxiales desarrollado en este capítulo es aplicable para todo tipo de soldaduras, se ha realizado el mismo estudio para la soldadura en T.

Por último en el capítulo IV se exponen las conclusiones obtenidas de dicha tesis del trabajo.



## 2 PREDICCIÓN DE TENSIONES RESIDUALES EN UNIONES SOLDADAS MULTIPASADA

### 2.1 Introducción

En la actualidad existen diferentes tipos de soldadura [24], pero debido a su alta productividad, uno de los métodos más empleados en la industria es el denominado soldeo por arco eléctrico bajo gas protector inerte y con electrodo consumible (MIG). Con respecto al modo de transferencia de metal en el arco, se pueden clasificar básicamente en cuatro formas diferentes: cortocircuito, globular, spray y por arco pulsado (Figura 2.1). A continuación se analiza cada modo de transferencia de metal en el arco [24]:

- Soldadura spray: se desprenden pequeñas gotas del alambre, menores que el diámetro del metal de aporte y se desplazan a través del arco hasta llegar a la pieza.
- Soldadura globular: el metal se transfiere en forma de grandes gotas de tamaño mayor que el metal de aporte que caen al baño de fusión por su propio peso.
- Soldadura en cortocircuito: el metal se transfiere del electrodo a la pieza cuando el electrodo contacta con el metal fundido depositado por soldadura.
- Soldadura por arco pulsado: es un modo de transferencia tipo spray que se produce en impulsos regularmente espaciados, en lugar de suceder al azar como ocurre en el arco-spray.

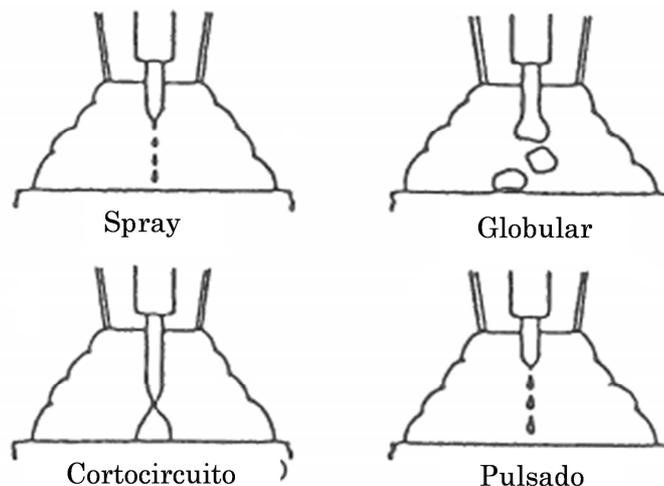


Figura 2.1. Modos de transferencia en soldaduras MIG [24].

Uno de los principales problemas de las estructuras soldadas es la generación de tensiones residuales. En general dichas tensiones tractivas se consideran perjudiciales ya que incrementan la susceptibilidad de la unión soldada al daño por fatiga de altos ciclos, agrietamiento por corrosión bajo tensión (SCC), pandeo estructural y fractura frágil [6-8]. Las TR son las tensiones auto-equilibradas existentes en una estructura en ausencia de cargas externas, incluyendo la gravedad u otras fuentes de tensiones como los gradientes térmicos. Estas tensiones se generan debido a los altos ciclos térmicos que existen en los procesos de soldadura donde se produce el calentamiento y enfriamiento no-uniforme, generando deformaciones no-homogéneas [6, 13].

En función del rango de distancias se pueden diferenciar tres tipos de tensiones residuales [22]:

- **Tipo I:** son las macro-tensiones, las tensiones que se extienden a lo largo de grandes distancias comparando con el tamaño del grano del material. Estas TR tienen un interés particular para aplicaciones ingenieriles. Su origen y distribución se describen a través de la mecánica continua.
- **Tipo II:** son las tensiones intergranulares, aquellas que se extienden a lo largo de un grano particular (tamaño entre 1,0 y 0,01 mm).
- **Tipo III:** son las micro-tensiones, las que existen dentro de un grano (tamaño entre  $10^{-2}$  y  $10^{-6}$  mm), esencialmente como resultado de las dislocaciones u otro tipo de defectos cristalinos.

La Figura 2.2 representa los tres tipos de tensiones residuales:

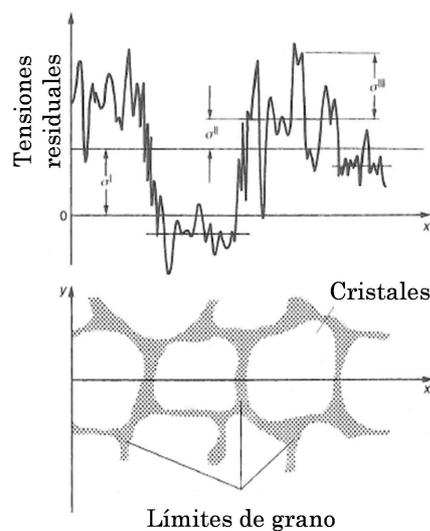
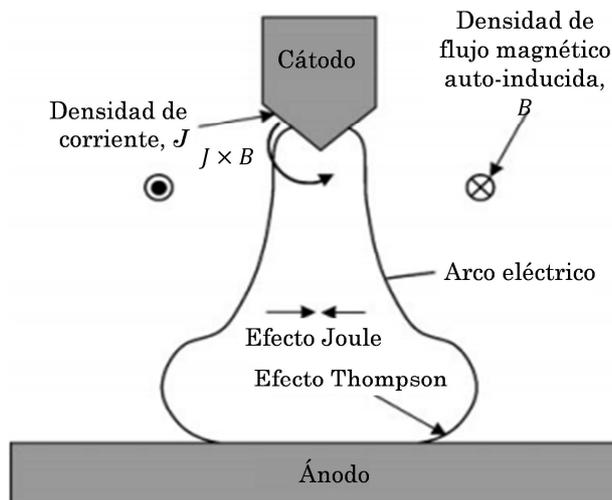


Figura 2.2. Los tres tipos de TR clasificados por el rango de acción [25].

La correcta estimación del patrón de las tensiones residuales en estructuras soldadas es muy complicada ya que intervienen numerosos fenómenos físicos complejos como la electricidad, el calor, el magnetismo, la luz, el sonido y el trabajo mecánico (Figura 2.3) [15]. Además, la distribución de las TR de soldadura depende de diversos factores como la dimensión estructural, las restricciones mecánicas, la preparación de la soldadura, la secuencia de soldeo o el número de pasadas [16-18]. Hoy en día, la precisa medición de las tensiones residuales presenta algunas limitaciones ya que los diferentes métodos experimentales todavía no son totalmente fiables [18, 20, 22]. Asimismo, la medición experimental supone un gran coste económico y temporal. Debido a las dificultades prácticas a la hora de medir las TR, sobre todo en componentes gruesos, el valor de dichas tensiones se obtiene mediante la combinación de mediciones experimentales y predicciones a partir de los modelos numéricos [8].



**Figura 2.3.** Los diferentes fenómenos físicos que intervienen en el modelado del arco de soldadura (adaptado de [26]).

La mecánica computacional de la soldadura (CWM) es una herramienta para evaluar las tensiones residuales y las distorsiones debidas a la soldadura numéricamente, resolviendo las ecuaciones del campo térmico, mecánico y metalúrgico [25]. La soldadura es un proceso termometalúrgico y mecánico y se supone que el campo térmico afecta al campo mecánico como al campo microestructural, pero los efectos inversos generalmente se consideran secundarios [25]. Por lo tanto, se puede desacoplar el análisis termo-mecánico en un procedimiento secuencial donde primeramente se resuelve el campo térmico y acto seguido el campo mecánico y el metalúrgico [2, 25, 27], reduciendo significativamente el coste computacional.

La Figura 2.4 muestra un diagrama de flujo utilizado para realizar el cálculo del campo térmico y mecánico de un proceso de soldadura, mostrando las ecuaciones y las condiciones de contorno. En el caso de incorporar el campo metalúrgico en el problema, no varía la solución térmica, pero se modifican las propiedades del material según la regla de mezclas basado en los datos de la fase, incluyendo las fracciones de volumen de fase y propiedades mecánicas dependientes de la temperatura para cada fase [25].

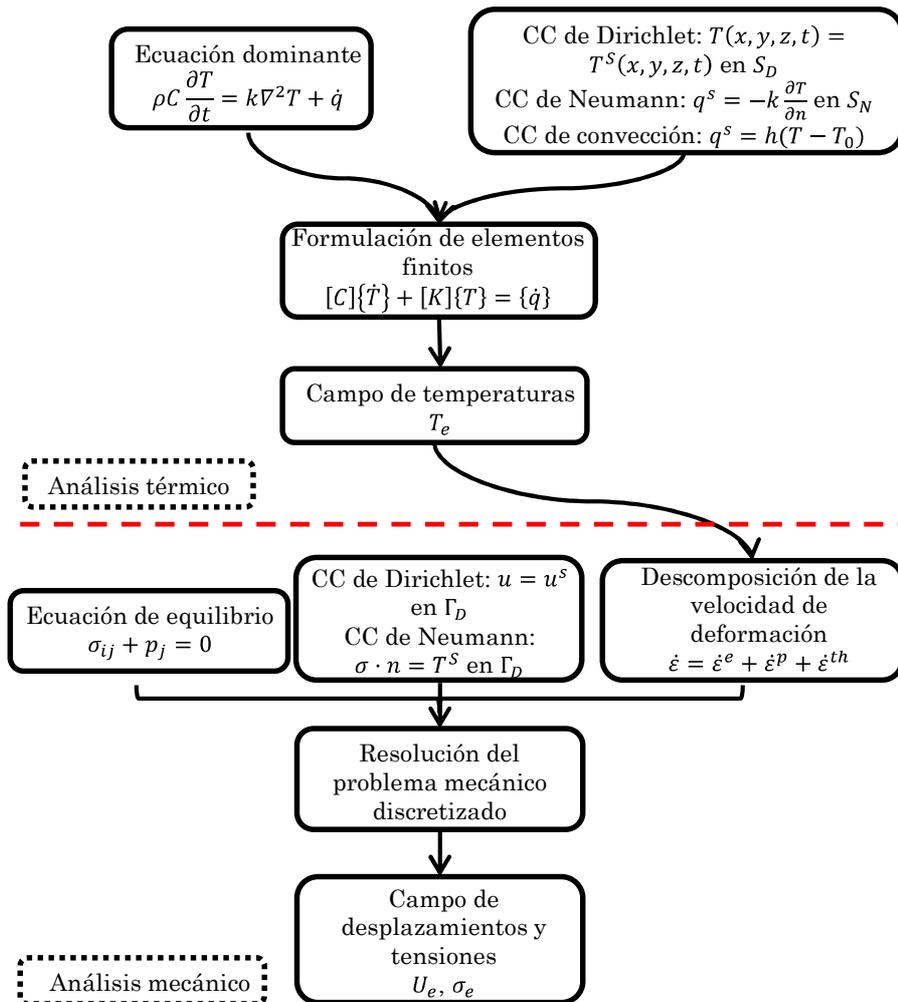


Figura 2.4. Esquema para realizar el análisis termo-mecánico secuencial desacoplado del proceso de soldadura (adaptado de [19] y [25]).

En el presente capítulo, primeramente se ha realizado un estudio bibliográfico de las diferentes técnicas de modelización numérica orientadas a simular el proceso de soldadura multipasada con transferencia spray. Esto ha permitido identificar las ventajas e inconvenientes de las diferentes técnicas así como los parámetros necesarios para cada caso. Además, se ha elaborado un estudio del estado del arte con el fin de evaluar las diferentes

técnicas experimentales térmicas como mecánicas para validar la modelización numérica del proceso de soldadura.

A continuación, se ha desarrollado un procedimiento numérico para realizar la simulación numérica del proceso de soldadura con el fin de obtener el patrón de las TR. Dicho procedimiento numérico consiste de dos partes. Inicialmente, se definen los parámetros de la soldadura en función del procedimiento analítico desarrollado a partir de la sección a soldar, que se basa en la física de la soldadura MIG con transferencia spray. Posteriormente, se define el procedimiento numérico para realizar la simulación del proceso de soldadura que se alimenta de los parámetros definidos anteriormente.

Después se expone el procedimiento experimental, donde se describe cómo se realizan las uniones soldadas y las diferentes mediciones, tanto térmicas como mecánicas, para validar el modelo numérico desarrollado.

Por último, se analizan los diferentes resultados obtenidos y se obtienen las conclusiones específicas de este capítulo.

## 2.2 *Estado del arte*

### 2.2.1 **Generación de tensiones residuales en los procesos de soldadura**

La evolución de la tensión longitudinal puntual durante el proceso de soldadura se puede observar en la parte superior derecha de la Figura 2.5. Además, para simplificar, Pilipenko [28] analizó el caso de 1D y asumió que la tensión y la deformación en la dirección transversal son iguales a cero. Asimismo, generalmente, una estructura soldada es lo suficientemente rígida como para mantener la deformación total a lo largo de la dirección de la soldadura ( $\varepsilon_x$ ), significativamente menor que la deformación térmica sin restringir  $\varepsilon^t$ . Por lo tanto, durante el calentamiento y el enfriamiento, la deformación en la dirección de la soldadura es nula ( $\varepsilon_x = 0$ ), por lo que se desarrollan tensiones longitudinales en el material.

Para analizar las tensiones transitorias en los elementos, se necesitan los datos sobre la expansión térmica y la curva de deformación del material. Como primera aproximación se supone una curva idealizada de tensión-deformación (en la parte superior izquierda de la Figura 2.5). Por otro lado, se puede observar la curva dilatométrica en la parte inferior izquierda de la Figura 2.5. Asimismo, el ciclo térmico durante el proceso de soldadura se puede observar en la parte inferior derecha de la Figura 2.5.

En el instante del tiempo  $t_1$  el valor de la temperatura es de  $T_1$ , a partir de este valor se puede obtener el valor de la deformación térmica para el caso del elemento en la dirección  $x$ .

Introduciendo el valor anterior en la curva de tensión-deformación se observa que en el instante  $t_1$  el punto analizado alcanza el valor del límite elástico. En el instante de tiempo  $t_2$  se da el pico de temperatura para el ciclo de temperatura analizado, donde la tensión es igual al límite elástico por la suposición realizada. Después del instante de tiempo  $t_2$  empieza el proceso de enfriamiento y por consiguiente la descarga hasta  $t_3$ , donde el material está libre de tensiones longitudinales. Posteriormente, en el instante de tiempo  $t_4$  el material alcanza el límite elástico tractivo y a partir de aquí se da la deformación plástica hasta el estado de enfriamiento total [28].

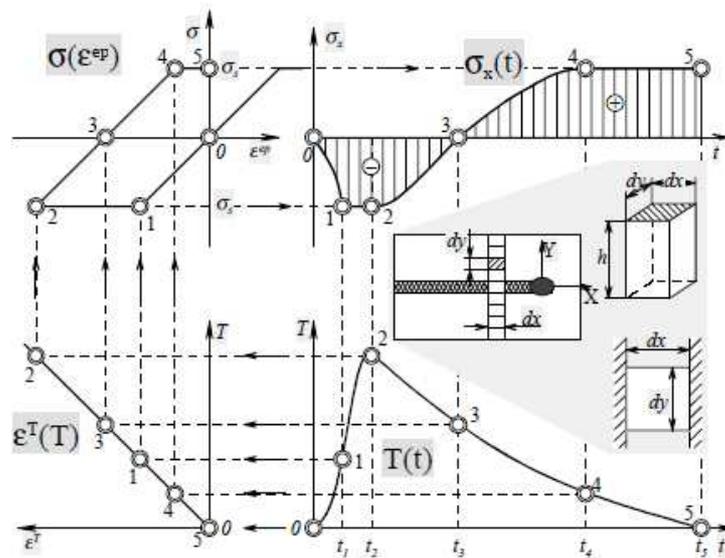
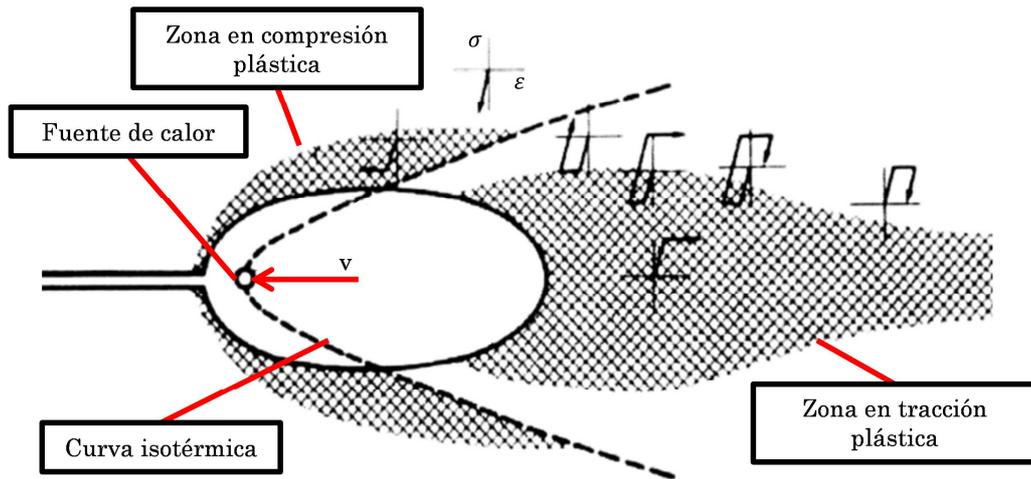


Figura 2.5. Procedimiento para obtener el valor de la tensión residual de soldadura en un sólido prismático [28].

Inicialmente se ha analizado la tensión longitudinal generada durante el proceso de soldadura en un punto estático. A continuación, se analizará, la tensión longitudinal generada en la placa a soldar durante el instante donde la fuente de calor está posicionada en la chapa a soldar (Figura 2.6). En dicha figura se puede observar el esquema de la distribución de la zona plástica (zona rayada) para un instante de tiempo. Dentro de la curva isotérmica, la temperatura es tan elevada que el material está libre de tensiones debido a la reducción del límite elástico a altas temperaturas [29]. La curva punteada de forma parabólica, indica la temperatura máxima local, donde en la zona delantera de la curva aumenta la temperatura y en la posterior disminuye. Por lo tanto, debido a la expansión térmica en la zona delantera de la curva se da una zona de compresión plástica. Por el contrario, en la zona trasera se genera una zona plástica tractiva, ya que deben de estar en equilibrio con las tensiones compresivas y además el material se está enfriando.



**Figura 2.6.** Procedimiento para obtener el valor de la tensión longitudinal en una unión soldada (adaptado de [29]).

Las TR transversales se generan directamente debido a las contracciones transversales en el proceso de enfriamiento, e indirectamente como resultado de la contracción longitudinal [29]. El comportamiento de las tensiones transversales es bastante similar al comportamiento de las tensiones longitudinales, principalmente durante el inicio del enfriamiento [28]. Para todos los casos, los picos de las tensiones residuales transversales principales se concentran cerca del pie de soldadura. Asimismo, en caso de que la soldadura se realice con una condición de contorno libre en la dirección transversal, las TR transversales no serán muy grandes ya que no se restringe la deformación en dicha dirección [29].

Por un lado, en la soldadura de placas largas con movimiento restringido en la dirección transversal, donde la soldadura se deposita instantáneamente, se generan tensiones residuales de compresión donde se finaliza el proceso de soldadura y a medida que se acerca a la sección central de la chapa dichas tensiones evolucionan a tractivas (Figura 2.7 a)). Por otro lado, en la soldadura de placas cortas y estrechas con una velocidad de soldeo alta, durante el proceso de enfriamiento en ambos extremos de la pieza soldada se generan tensiones transversales de compresión y en la zona central de tracción, debido a que la zona central de las placas es la última en enfriarse, generando una carga de flexión (Figura 2.7 b)) [2]. Por último, cuando la velocidad de soldeo es suficientemente pequeña en una placa grande, como para que el material se enfríe hasta el punto donde es capaz de resistir la carga, el final del cordón de soldadura estará bajo una tensión tractiva (Figura 2.7 c) [29].

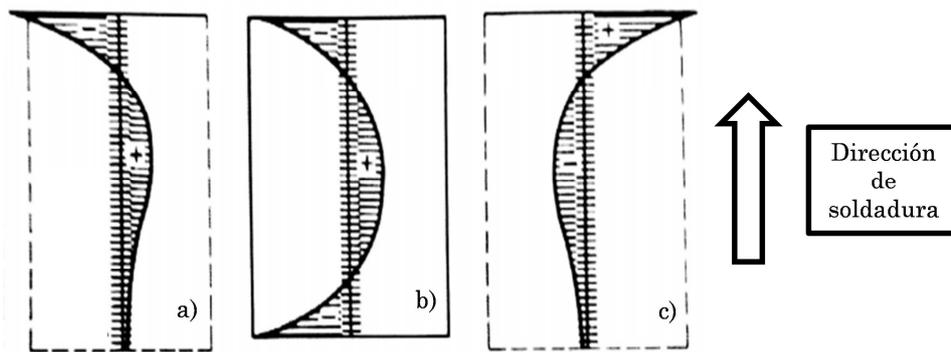


Figura 2.7. Tensiones residuales transversales en una soldadura a tope: a) soldadura depositada rápidamente en una placa larga; (b) soldadura depositada rápidamente en una placa corta; (c) soldadura depositada lentamente en una placa larga (adaptado de [29]).

Las TR a través del espesor también existen en las soldaduras, además en algunos casos el nivel de estas tensiones es tan grande que se deben de tener en cuenta. Como se puede observar en la Figura 2.8 a), que es válido para cualquier tipo de soldaduras de placas finas, se da una zona relativamente ancha deformada plásticamente. En este caso, el material en la zona cercana a la soldadura es capaz de deformarse de forma más o menos libre en la dirección del espesor, por lo que el valor de las tensiones residuales transversales es pequeño. En cuanto al caso de la Figura 2.8 b), que representa el caso de soldadura por haz de electrones altamente concentrado para placas gruesas y medio-gruesas, el área del metal cercano a la soldadura está restringido en el movimiento en la dirección del espesor, por lo que se generan grandes TR transversales [28].

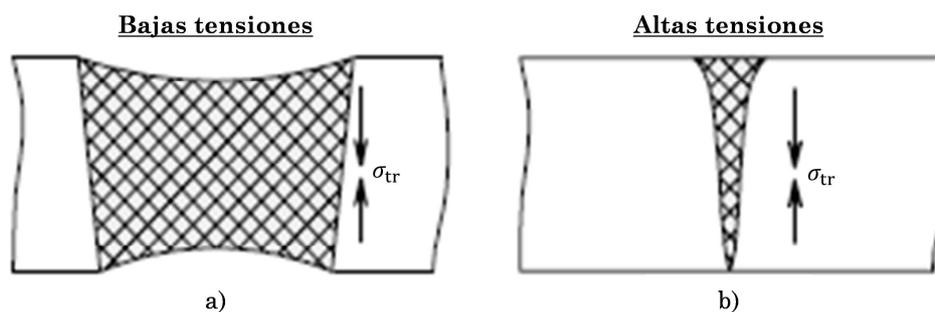


Figura 2.8. Tensiones transversales en la dirección del espesor; (a) con una zona relativamente grande deformada plásticamente; (b) con una zona estrecha deformada plásticamente (adaptado de [28]).

*Influencia de los parámetros de soldadura en las TR*

La anchura de la zona deformada plásticamente depende de los parámetros de soldadura, las propiedades del material y la rigidez de la estructura [28]. A continuación se realiza un pequeño análisis bibliográfico de la influencia de los parámetros más importantes de soldadura en las tensiones residuales:

Secuencia de soldeo: Una forma eficaz de reducir las TR, hasta un 98% [30], es aplicar una secuencia de soldeo adecuada en el proceso de soldadura [31, 32]. En función de la secuencia de soldeo las fuerzas de restricción varían por lo que se obtienen diferentes campos de tensiones residuales [33]. Legatt [34] concluyó que la secuencia de soldeo puede contrarrestar la distorsión angular y por lo tanto, las TR de flexión resultantes de las anteriores pasadas.

Preparación de la chapa: La geometría de la soldadura tiene una importancia considerable en la distribución de las TR generadas por el proceso de soldadura, hasta un 37% [6]. Teng *et al.* [35], concluyeron que aumentando el ángulo de preparación, incrementan las TR, ya que se incrementa la cantidad de calor aportado.

Restricciones mecánicas: Las TR que se generan con restricciones mecánicas son mayores que las que se generan para las condiciones sin restricciones, ya que con las restricciones no se permite la expansión térmica [36]. Se obtiene una mejora de hasta un 88% para el caso no restringido [34, 37].

Número de pasadas: En función del número de pasadas se puede modificar el patrón de TR, hasta una mejora del 98% [6, 8].

Espesor de la chapa: Cuanto menor es el espesor de la soldadura, mayor es la absorción de energía por unidad de volumen, debido a esto, las TR incrementan con una disminución en el espesor de la muestra [37]. Sin embargo, según los estudios realizados por Teng *et al.* [35] y Murugan *et al.* [38], se obtienen unas TR mayores para la placa de mayor espesor, según [35], por las siguientes razones:

- Para un mayor espesor de chapa, se requiere un calor de entrada mayor aumentando la ZAT de la soldadura.
- Aumentando el espesor, el gradiente térmico modifica la expansión térmica y la contracción durante el enfriamiento, incrementando las TR.
- Un espesor mayor, aumenta las restricciones internas con el aumento de tensiones que ello conlleva.

Longitud de la muestra: Para las uniones soldadas a tope de placas finas, la longitud de la muestra tiene una influencia considerable en la generación de TR (Figura 2.9), debido a la influencia de las dimensiones en las uniones soldadas [37]. Como se observa en la Figura 2.9, la tensión pico en la zona central incrementa con el incremento de la longitud de la soldadura, hasta un valor límite [39].

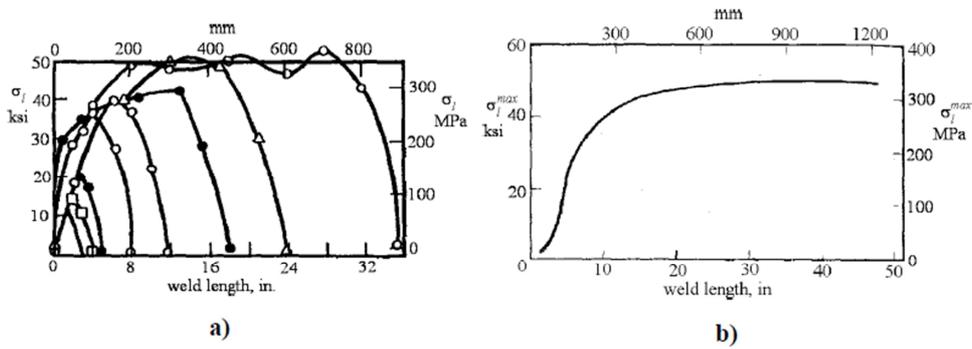


Figura 2.9. Efecto de la longitud de la soldadura en: a) distribución de las TR longitudinales; b) distribución de la tensión residual longitudinal máxima [39].

Temperatura de precalentamiento: El precalentamiento se considera una técnica muy importante para reducir las TR y las distorsiones generadas en el proceso de soldadura, debido a que se reduce el gradiente térmico, con una mejora de hasta el 75% [40]. Además, el precalentamiento mantiene la temperatura en la zona afectada térmicamente después de la soldadura, debido a esto, tanto el límite elástico como el módulo de Young son menores que a temperatura ambiente, reduciendo las tensiones residuales [35].

Velocidad de soldeo: La velocidad de soldeo no solo afecta en la cantidad de material aportado sino que también influye en las TR. Por ejemplo, a medida que aumenta la velocidad de soldeo, se reduce la cantidad de material aportado pero también se disminuyen las tensiones residuales transversales. Cuanto mayor es la velocidad de soldeo, la isoterma que se genera es ligeramente más estrecha, y esto influye en la contracción transversal de la unión a tope, obteniendo menores TR con mayores velocidades de soldeo [28, 37].

Aporte de calor: En la Figura 2.10, se muestra la influencia del aporte de calor en la distribución de las TR transversales a lo largo de la línea perpendicular al cordón de soldadura. En el caso de bajo aporte térmico (3), la contracción y en especial el proceso de transformación provocan una reducción de la TR tractiva o incluso la generación de TR compresivas. Por el contrario, en el caso de alto aporte térmico (1), se puede suponer que inmediatamente después de la transformación de fase en el cordón de soldadura existen TR de compresión y en al enfriarse se generan TR tractivas a lo largo del cordón de soldadura

[41]. Definiendo de forma adecuada el aporte de calor se puede obtener una mejora del 50% para las tensiones residuales a lo largo del espesor [16].

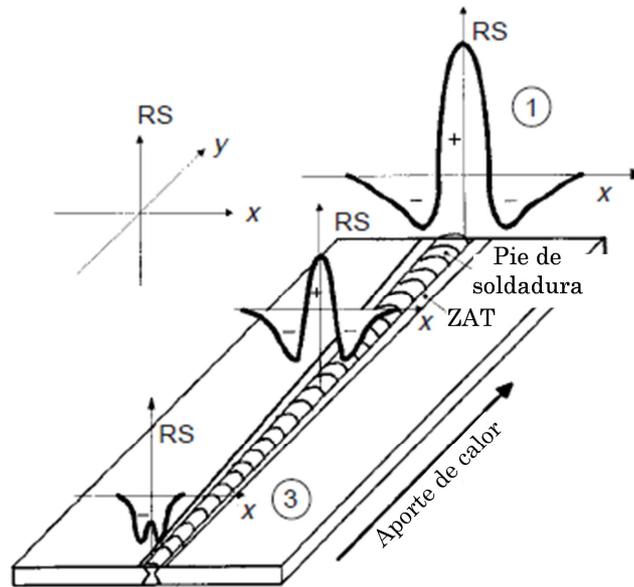


Figura 2.10. Influencia del aporte de calor en la distribución de las TR transversales (adaptado de [41]).

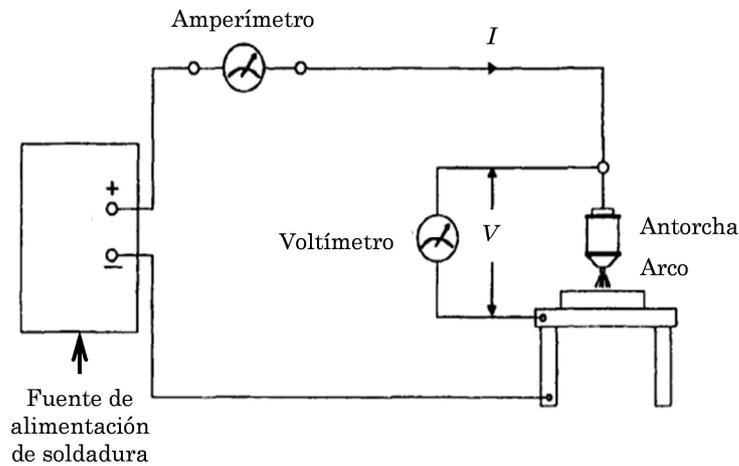
**Material:** Las propiedades de material que más influyen en la zona deformada plásticamente son el límite elástico, el módulo elástico y el coeficiente de expansión térmica. Con respecto al límite elástico, cuanto mayor es el valor del mismo, más estrecha será la zona deformada plásticamente. Por el contrario, cuanto mayor módulo de Young y mayor coeficiente de expansión térmica, la zona deformada plásticamente será más ancha [28]. El material a soldar puede llegar a tener una influencia de hasta el 12% en las TR transversales [38].

## 2.2.2 Modelización del campo térmico en un proceso de soldadura

En el proceso de soldadura por arco, la fuente de energía térmica se obtiene mediante el movimiento de electrones que se da en el arco eléctrico generado entre el ánodo y el cátodo dentro de la columna del gas. Estos electrones e iones positivos son acelerados por un campo potencial (voltaje) entre la fuente (un electrodo) y la pieza (el electrodo cargado con signo opuesto), de esta forma, la energía cinética se convierte en calor debido a la colisión [15].

El circuito eléctrico para realizar la soldadura se compone de los siguientes parámetros: (1) corriente, que es el flujo de electricidad; (2) voltaje, que es la fuerza o presión que causa que la corriente fluya y (3) resistencia, que es la fuerza que impide el flujo de la corriente dentro del material o alternativamente permite regular el flujo de corriente. El

circuito simple de soldadura característico se muestra en la Figura 2.11. El arco de soldadura tiene una resistencia al flujo de la corriente debido a la colisión entre electrones que se mueven desde el electrodo negativo al electrodo positivo [15].



**Figura 2.11. Diagrama esquemático del proceso de soldadura mostrando la máquina de soldadura como una fuente de energía y el arco eléctrico como una resistencia (adaptado de [15]).**

De acuerdo con la figura anterior, un parámetro importante en la soldadura es la potencia que aporta la fuente de calor. A pesar de que toda la energía eléctrica se convierte en energía térmica, existen diferentes pérdidas de dicha energía, como por ejemplo, las pérdidas con el entorno, el calentamiento del gas o del flujo... [28], por lo que se debe de tener en cuenta un rendimiento del proceso de soldadura,  $\eta$  [15]:

$$q = \eta \cdot I \cdot V_{Tot} \tag{2.1}$$

Donde  $q$  es la potencia térmica aportada (W),  $\eta$  es el coeficiente de la eficiencia del arco,  $I$  es la intensidad de la corriente eléctrica (A) y  $V_{Tot}$  es el voltaje total (V). Los valores de eficiencia del arco para el proceso de MIG varían entre 0,66 y 0,85 [42].

La energía total en los procesos de soldadura es la cantidad de energía introducida por unidad de longitud en función de la velocidad de la fuente de energía:

$$Q = \frac{q}{v_s} \tag{2.2}$$

Donde  $Q$  es la energía total (J/m) y  $v_s$  es la velocidad de soldeo (m/s).

La energía transferida por unidad de área es conocida como la densidad de energía  $q_s$ , siendo sus unidades wattios por metro cuadrado. La densidad de energía es la única

medición verdadera y completamente inequívoca del calentamiento, sin tener en cuenta la fuente de energía, y proporciona la mejor indicación de la intensidad de la fuente. Para el caso de la soldadura por llama la curva es ancha y baja, por el contrario la curva para la soldadura por arco es estrecha y alta, como se puede ver en la Figura 2.12 [28]. Por este fenómeno, existen diferentes principios de aproximación para la fuente de calor, por lo que para cada tipo de soldadura se deberá de elegir el modelo más apropiado para modelar la fuente de calor. Para la mayoría de las fuentes, la densidad de energía es mayor cerca del centro y va disminuyendo cuanto más se aleja del centro, normalmente con una distribución Gaussiana [15, 29].

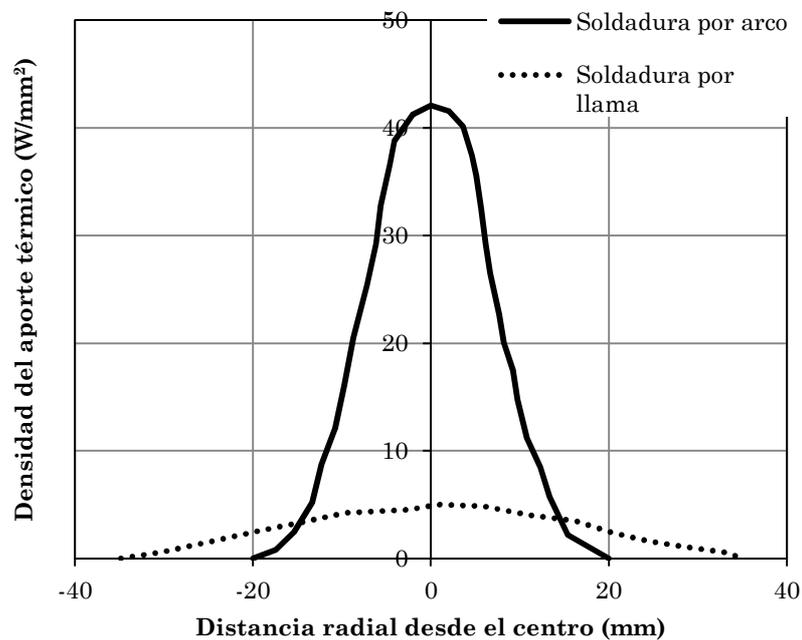


Figura 2.12. Densidad de energía para la soldadura por arco y soldadura por llama para la misma salida de calor neta  $q = 9,7$  kW (adaptado de [28]).

El principio fundamental en la modelización del campo térmico es la conservación de energía. Como se ha mencionado anteriormente, en la teoría de la transferencia del calor se ignoran las tensiones, deformaciones y desplazamientos. Los principales fenómenos que se dan en la transferencia del calor se pueden observar en la Figura 2.13 [43].

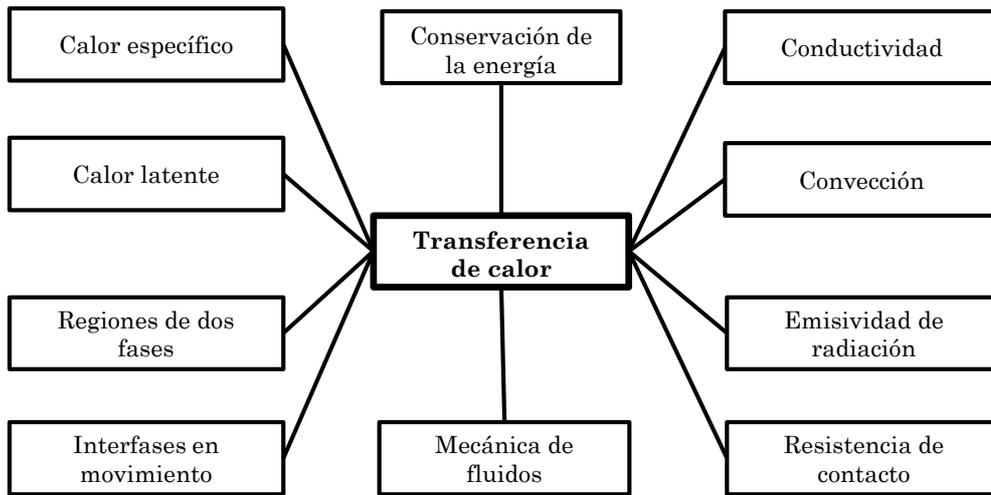


Figura 2.13. Los fenómenos importantes que se dan en la transferencia de calor (adaptado de [43]).

El principio del análisis de la transferencia térmica es la ecuación de conducción de calor transitorio. Dicha ecuación se puede obtener fácilmente basándose en la ley de Fourier para la conducción térmica y la ley de la conservación de la energía. Físicamente, asocia la distribución de la temperatura dependiente del espacio y del tiempo. Como condiciones de contorno térmicas se pueden definir la convección y la radiación. Por lo tanto la ecuación general de la transferencia de calor se escribe de la siguiente manera:

$$c\rho \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left( k_x \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left( k_y \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left( k_z \frac{\partial T}{\partial z} \right) + h(T - T_0) + \varepsilon_\lambda C_0 (T^4 - T_0^4) + \dot{q} \quad 2.3$$

Donde  $c$  es el calor específico ( $J \cdot kg^{-1} \cdot K^{-1}$ ),  $\rho$  es la densidad del material ( $kg \cdot m^{-3}$ ),  $T$  es la temperatura (K),  $k$  es conductividad térmica ( $J \cdot m^{-1} \cdot s^{-1} \cdot K^{-1}$ ),  $h$  es el coeficiente de convección entre el sólido y el fluido ( $W \cdot m^{-2} \cdot K$ ),  $\varepsilon_\lambda$  es la constante de la emisividad,  $C_0$  es la constante de Stefan-Boltzmann ( $W \cdot m^{-2} \cdot K^{-4}$ ),  $T_0$  es la temperatura del fluido que lo rodea (K) y  $\dot{q}$  es el flujo de calor (W).

Para solucionar numéricamente un problema de difusión de calor transitoria, se resuelve la siguiente ecuación [29]:

$$[C]\{\dot{T}\} + [K]\{T\} = \{\dot{q}\} \quad 2.4$$

Donde  $[C]$  es la matriz de conductancia térmica,  $\{T\}$  es la temperatura nodal,  $[K]$  es la matriz de rigidez y  $\{\dot{q}\}$  el vector nodal de las fuentes de calor.

Uno de los aspectos más críticos a la hora de modelar el proceso de soldadura es modelar adecuadamente la fuente de calor y la velocidad de soldeo [2, 44]. Para modelar

dicha fuente en los procesos de soldadura existen dos enfoques diferentes. Por un lado, se encuentran los enfoques basados en las mediciones experimentales como pueden ser los basados en la medición de la intensidad, el voltaje, la medición del baño de soldadura mediante el uso de videocámaras... [43].

Por otro lado, están los métodos para modelar la fuente de calor a partir de modelos matemáticos. Estos métodos pueden incluir además de la ecuación de energía, las fuerzas de Marangoni, las fuerzas de Lorentz, las fuerzas de Buoyancy... (Figura 2.14) [43].

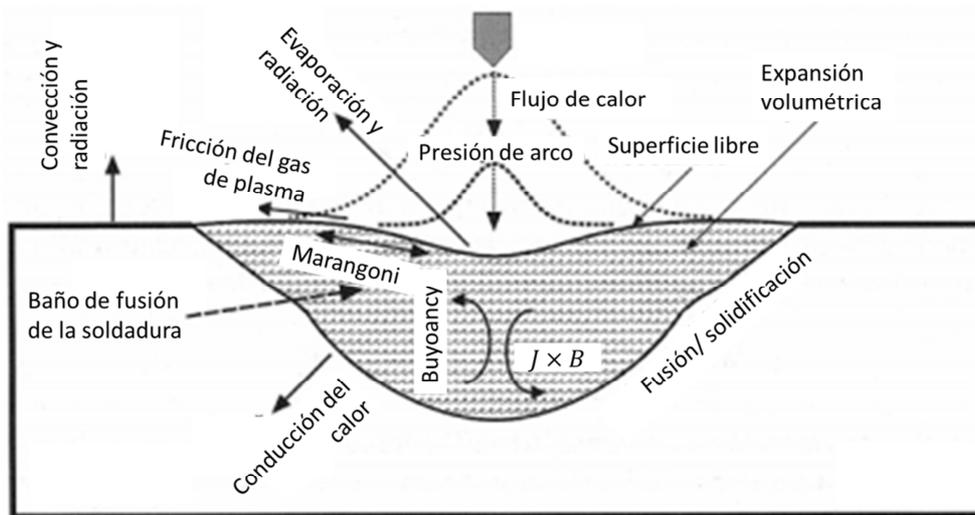


Figura 2.14. Los fenómenos físicos que se dan en el baño de fusión de la soldadura [2].

El primer factor a considerar es cómo de preciso se quiere modelar la fuente de calor. Teniendo en cuenta la precisión con la que se controlan los procesos de soldadura en la industria y la precisión a la hora de definir las propiedades del material, la exactitud del modelo no puede ser mayor que entre 5-25% [43].

El segundo factor es el objetivo fijado en el modelado. En el caso de que el modelo se emplee para predecir la fisuración por calor, es necesario tener una buena precisión cerca del baño de soldadura. Si por el contrario, el objetivo es predecir la distorsión y las TR en estructuras realizadas con acero de bajo carbono, la precisión en las temperaturas por debajo de 800-600°C puede ser más importante [43].

El tercer factor es la información disponible para modelar la fuente de calor. Por ejemplo, los modelos más simples utilizan solo la energía de entrada y la forma y el tamaño del baño de soldadura. Estos datos, dan una información pequeña o nula sobre la física que se existe en el baño de soldadura y en el arco de soldadura. Los modelos que incluyen el fenómeno magneto-hidrodinámico del arco, flujo del fluido en el baño de soldadura, pueden

involucrar fenómenos inestables como la turbulencia, que provoca problemas matemáticos que pueden ser extremadamente difíciles de solucionar [43].

Con el fin de analizar o predecir el comportamiento de la soldadura en una estructura se debe de calcular con suficiente precisión el campo de temperaturas transitorias. La temperatura transitoria fuera del baño de soldadura depende principalmente de la distribución de la energía de la fuente de calor y la distribución del calor lejos del baño de soldadura por conducción en el sólido. A continuación se pueden observar los diferentes modelos que existen para modelizar los procesos de soldadura.

#### *Soluciones analíticas*

Las soluciones analíticas son soluciones exactas de la ecuación diferencial lineal de Fourier para la conducción térmica y adaptarla para el caso de la simulación de la soldadura [45]. La mayoría de las investigaciones realizadas para este tipo de soluciones se centran en estados cuasi-estacionarios, por lo que el proceso de soldadura está estabilizado y la forma de la zona de fusión es constante [45]. La principal ventaja de estos métodos es que el coste computacional es muy pequeño [15]. Sin embargo, el uso de estos modelos está limitado para baños de soldadura poco profundas en placas gruesas [6, 46]. Además solo son válidos para geometrías simples y es difícil incluir los fenómenos de convección y radiación [15]. Asimismo, estos métodos ignoran la distribución de energía para las fuentes de calor de soldaduras reales y suponen propiedades del material independientes de la temperatura, y además no tratan el fenómeno de transformación de fase [15, 28]. Los primeros modelos basados en soluciones analíticas para modelizar la fuente de calor fueron desarrollados por Rosenthal [47], Adams [48] y Rykalin [49], donde la fuente de calor se puede aplicar en un punto, en un segmento lineal o en un plano.

Myers *et al.*, examinaron diferentes modelos analíticos y concluyeron que mediante las simplificaciones que se realizan en dichos modelos, el uso de estos métodos es limitado [15].

#### *Soluciones numéricas*

Con la tecnología informática que existe en la actualidad, la solución analítica se ha dejado de lado, puesto que los métodos numéricos y los algoritmos del proceso de soldadura más eficientes dan resultados más acordes con la realidad en tiempos razonables [21]. Los resultados obtenidos con el método de los elementos finitos (MEF) son soluciones aproximadas y la precisión depende en gran medida de la densidad de malla y del tipo de elemento. En el caso de que se utilice un tamaño de elemento pequeño la solución será más exacta pero el coste computacional aumentara, por lo tanto una buena aproximación puede ser utilizar un mallado fino cerca del baño de soldadura, debido al elevado gradiente térmico, y más basto en las zonas restantes [45]. La gran ventaja de este tipo de soluciones es que

permite considerar el estado transitorio, las no linealidades como la conductividad, el calor específico, la radiación,... dependientes de la temperatura y casi no existe ninguna restricción en la complejidad de la geometría [29, 45]. Además, permite realizar la simulación termo-mecánica para obtener el valor de las tensiones residuales y las distorsiones. Asimismo, a pesar de que a menudo la forma del baño de soldadura son aproximaciones poco precisas, mediante el empleo de esta solución se puede incluir el baño de soldadura de forma realista. La gran desventaja de estos métodos es el gran coste computacional que requieren [45].

Existen dos enfoques diferentes para modelar el aporte de calor que se analizan a continuación: la temperatura prescrita y el flujo de calor prescrito.

- Temperatura prescrita

Estos modelos tratan la fuente de calor de la soldadura como un sub-dominio donde la temperatura o la entalpia especificada en el baño de soldadura es conocida en función de  $(x, y, z, t)$  [29, 43, 50]. Aunque este método se puede aplicar en los análisis en 3D, sobretodo se ha empleado para modelos numéricos en 2D. Para emplear este procedimiento, se necesita saber la temperatura, forma y posición del baño de soldadura, que se pueden definir mediante el uso de una cámara termográfica durante el proceso de soldadura, determinar la geometría a partir del análisis de la microestructura... Las soluciones basadas en este método dan buena precisión para las temperaturas medidas a una distancia de la soldadura [27]. La principal limitación de este método es que la fase de calentamiento no se modela con suficiente precisión, la cual normalmente se modela mediante un incremento lineal de la temperatura seguido de una fase de temperatura constante (Figura 2.15). En estos métodos, la entrada de calor se va adaptando hasta alcanzar un buen ajuste con los datos experimentales [27]. Argyris *et al.* [51], prescribieron la temperatura en el baño de la soldadura. Sin embargo, no está claro si para la distribución de la temperatura definieron la temperatura del límite entre la ZAT y el baño de soldadura igual a la temperatura de fusión o si la temperatura tiene su valor máximo en la zona central y disminuye hasta la temperatura de fusión en el límite de la zona de fusión [52].

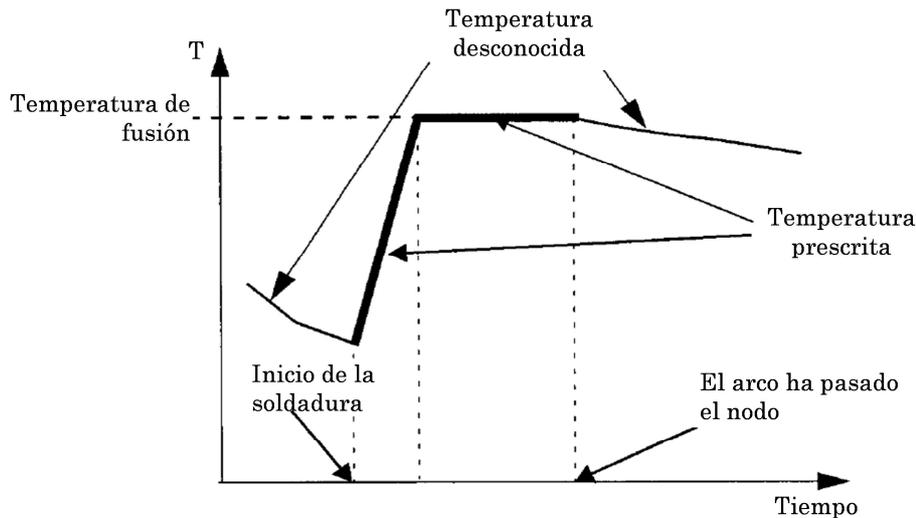


Figura 2.15. Enfoque de la tensión prescrita (adaptado de [27]).

- Fuente de calor distribuida

Actualmente es el método más común, donde la entrada de calor se aproxima como una densidad de energía distribuida en los puntos de integración, que se convierten en cargas térmicas. De esta forma se puede modelar de manera sencilla la forma del baño de soldadura con cierta complejidad.

Pavelic *et al.* [53], desarrollaron el primer modelo con fuente de calor distribuida, donde se supone que se da una distribución Gaussiana en la superficie y la fuente de calor no está en movimiento. Este método es particularmente efectivo para soldaduras de baja densidad de energía donde el baño de soldadura no tiene una forma de penetración profunda, ya que es una distribución superficial [54, 55]. Además, este modelo da resultados precisos para el caso donde se da un precalentamiento pero sin generar fusión [52]. Friedman [56] y Krutz *et al.* [57], sugirieron un modelo alternativo para el modelo de Pavelic, donde la fuente de calor se mueve con el sistema de coordenadas.

Por otra parte, Goldak *et al.* [55], desarrollaron otro modelo donde la distribución de la densidad de energía es elipsoidal. Este modelo supone que el gradiente térmico en el cuadrante frontal y en el trasero no es simétrico, por lo tanto, Goldak *et al.* [55] sugirieron un modelo donde la distribución de la fuente de calor se realiza mediante una elipsoide doble, también denominado como el modelo de Goldak. Hoy en día, este modelo es uno de los modelos más respetados y empleados [55, 58-62]. Puede ser empleado para casos de soldadura con penetración superficial y profunda, así como para soldaduras asimétricas. La Figura 2.16 muestra una representación esquemática del modelo de Goldak.

La distribución de la fuente de calor combina dos elipsoides diferentes, una en el cuadrante delantero y otra en el trasero. Las densidades de energía,  $q_f(x, y, z)$  y  $q_r(x, y, z)$ , describen la distribución del flujo del calor de los cuadrantes delantero y trasero, respectivamente:

$$q_f(x, y, z) = \frac{6\sqrt{3}f_f q}{ab_g c_f \pi \sqrt{\pi}} e^{-\frac{3x^2}{a^2}} \cdot e^{-\frac{3y^2}{b_g^2}} \cdot e^{-\frac{3z^2}{c_f^2}} \quad 2.5$$

$$q_r(x, y, z) = \frac{6\sqrt{3}f_r q}{ab_g c_r \pi \sqrt{\pi}} e^{-\frac{3x^2}{a^2}} \cdot e^{-\frac{3y^2}{b_g^2}} \cdot e^{-\frac{3z^2}{c_r^2}} \quad 2.6$$

Donde  $q$  es la de energía de entrada (W),  $f_f$  y  $f_r$  son los factores fraccionales del calor depositado en el cuadrante frontal y en el cuadrante trasero, teniendo en cuenta que  $f_f + f_r = 2$  [63]. Las constantes  $a$ ,  $b_g$ ,  $c_f$  y  $c_r$  se muestran en la Figura 2.16 que son las medidas del pozo de soldadura.

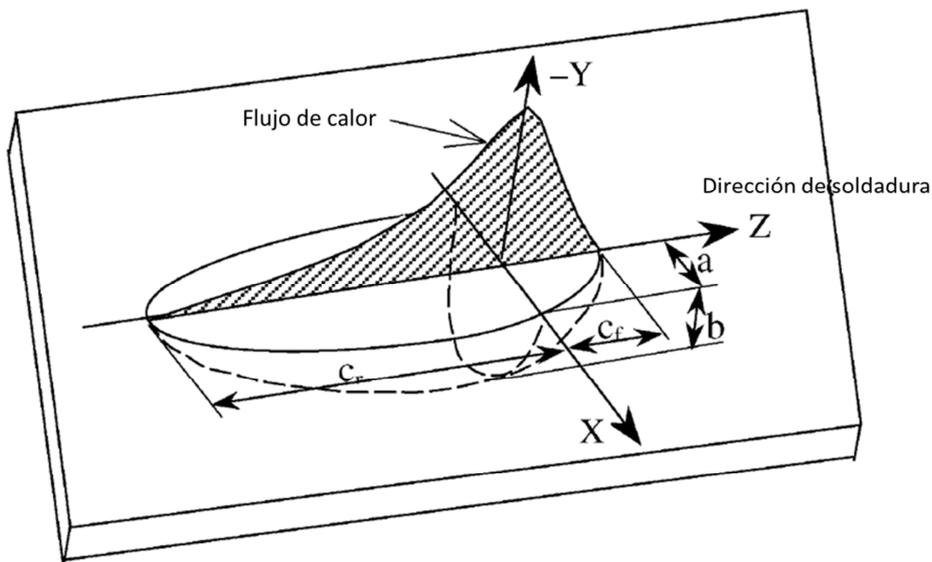


Figura 2.16. Modelo de la doble elipsoide de Goldak para modelar la fuente de calor de soldadura (adaptado de [55]).

En este modelo se requiere saber de forma detallada la forma del baño de soldadura y en la mayoría de los casos da una mejor descripción de la distribución de la fuente de calor que los modelos de flujo superficiales. La mayor limitación de este modelo es que requiere medir el baño de soldadura durante o después de realizar la soldadura, por lo que su aplicación como herramienta predictiva es limitada [64]. Además, en ciertas uniones soldadas, uniones en T, uniones en L..., la medición del baño de la soldadura para cada pasada está geoméricamente limitada y en ocasiones no se puede llevar a cabo [54].

Se pueden realizar buenas estimaciones de la forma del pozo de soldadura sin realizar ningún ensayo experimental, pero se necesita cierta experiencia con dicho modelo y con el proceso experimental de soldadura. Por un lado, se puede suponer que la dimensión de la elipsoide doble es un 10% menor que la dimensión del pozo de soldadura [29]. Por otro lado, Wahab *et al.* [65] desarrollaron algunas ecuaciones analíticas para calcular la geometría del pozo de soldadura en función del voltaje, corriente, velocidad de soldeo y el porcentaje de dióxido de carbono empleado en el proceso de soldadura. El error realizado al definir la geometría de la soldadura utilizando estas ecuaciones, es de alrededor de un 15% [65].

En la actualidad existen numerosos modelos para modelizar el aporte térmico, donde la distribución se divide en diferentes partes, como por ejemplo en un flujo volumétrico y un flujo superficial [2, 52, 66-68].

Barsoum [69], desarrolló un modelo tridimensional para simular una soldadura multipasada, donde como parámetros de entrada emplearon el voltaje y la intensidad definidos en el proceso de soldadura. La fuente de calor fue modelada usando el enfoque del ajuste, que en el caso de que existan datos experimentales, consiste en concordar la temperatura calculada con los datos experimentales. En el caso de que no exista ningún dato experimental disponible, los parámetros de soldadura son ajustados para alcanzar una zona de baño de soldadura y una distancia del límite de la zona de fusión a la zona afectada térmicamente (ZAT) razonable. En cuanto a la validación del campo térmico, el método desarrollado presenta una precisión adecuada para el caso específico de la soldadura a tope unipasada. Sin embargo, para la soldadura a tope de dos pasadas, el modelo no es tan preciso. Con respecto al campo de TR, las longitudinales muestran una correlación positiva frente a los ensayos experimentales, mientras que las transversales no estiman el valor de las tensiones residuales con tanta precisión. Brickstad *et al.* [16] y Jiang *et al.* [70] también emplearon el voltaje y la intensidad definidos en el proceso de soldadura como parámetros de entrada para realizar la simulación.

Existen otros métodos donde se incluyen los fenómenos físicos que se dan en el proceso de soldadura. Algunos autores usaron un modelo matemático en tres dimensiones para modelar el arco de plasma y la transferencia del metal [71-73]. Estos métodos, además del coste computacional que tienen, requieren definir adecuadamente numerosos parámetros como la viscosidad del arco de plasma, la temperatura del arco de plasma, el coeficiente de tensión superficial... La complejidad para determinar estos parámetros además del gran coste computacional requerido por estos métodos, limitan el uso de esta técnica de modelización.

### 2.2.3 Modelado de la adición del material de aporte

Para modelar los procesos de soldadura multipasada, existen dificultades suplementarias en comparación con las soldaduras de una pasada. En las soldaduras multipasada se debe de modelar la adición del metal de soldadura. Para el análisis se crea la malla entera para toda la pieza, pero los elementos que no pertenezcan a la pasada correspondiente se eliminan del análisis. Se añaden gradualmente al modelo de acuerdo a la progresión de la fuente de calor. En la literatura existen dos enfoques para simular la adición del material de aporte [27]:

- Elementos silenciosos: Todos los elementos del modelo están desde el inicio del análisis, pero a los elementos que todavía no están activados se les asignan diferentes propiedades del material; bajo módulo de Young y bajo límite elástico. Una vez que la fuente de calor alcanza a los elementos desactivados, se les cambian las propiedades a dichos elementos, asignándoles las propiedades del material de aporte.
- Elementos inactivos (morir-renacer): Los elementos son añadidos al modelo numérico en el instante del tiempo correspondiente a la adición del metal de aporte. Desde el inicio, en el modelo se definen todas las partes con las propiedades adecuadas, pero cuando los elementos no están activados, se eliminan de la ecuación del sistema hasta el instante de activación para cada elemento.

Lindgren *et al.* [27] compararon los dos métodos de adición del material de aporte y obtuvieron resultados muy similares. El método de elementos inactivos es más efectivo con respecto al coste computacional. En cuanto al modelo de elementos silenciosos, debido a la disminución de las propiedades del material, la matriz de rigidez puede estar en mal estado, con problemas numéricos. Usando el método de elementos inactivos, los nodos del elemento inactivo no siguen los movimientos de los nodos activos de los elementos contiguos, por lo que los resultados pueden estar distorsionados o incluso colapsados. Con el fin de solucionar este problema Lindgren *et al.* [27] usaron la técnica de suavizado, que consiste en introducir el material de aporte con una temperatura inicial, con lo que se reduce el flujo de calor volumétrico.

Otro enfoque para modelar la adición del metal de aporte es omitir totalmente la deposición del metal y considerar la geometría final (metal base + soldadura) desde el inicio de la soldadura. Para el caso de soldaduras de una pasada y comparando los valores de las TR experimentales y numéricas, este método da resultados similares a los del modelo de activación de elementos, tal y como se puede observar en publicaciones anteriores [25]. Sin embargo, este enfoque no es válido para el caso de soldaduras multipasada.

### 2.2.4 Modelización del campo mecánico

La deformación total se asume que es la suma de las deformaciones por elasticidad ( $\varepsilon^e$ ), plasticidad ( $\varepsilon^p$ ), plasticidad por transformación ( $\varepsilon^{tp}$ ), visco plasticidad ( $\varepsilon^{vp}$ ), fluencia ( $\varepsilon^c$ ), temperatura ( $\varepsilon^t$ ) ... [2]:

$$\varepsilon = \varepsilon^e + \varepsilon^p + \varepsilon^{tp} + \varepsilon^{vp} + \varepsilon^c + \varepsilon^t + \dots \quad 2.7$$

En el análisis numérico de los procesos de soldadura, las deformaciones térmicas, elásticas y algunas plásticas son necesarias para predecir el valor de las tensiones residuales. Normalmente, se desprecia la deformación debida a la fluencia ( $\varepsilon^c$ ) del análisis mecánico ya que el tiempo en la que está expuesto el material a elevadas temperaturas es muy pequeña [2]. Por otro lado, si la descomposición de la austenita ocurre a temperaturas muy elevadas, como es el caso del acero al carbono utilizado en este estudio, se puede despreciar el cambio volumétrico y por lo tanto la plasticidad por deformación ( $\varepsilon^{tp}$ ). Por lo tanto, con las simplificaciones y suposiciones realizadas anteriormente, para un acero al carbono, la deformación total en cualquier punto del cuerpo se puede representar mediante la siguiente suma [2, 74]:

$$\varepsilon = \varepsilon^e + \varepsilon^p + \varepsilon^t \quad 2.8$$

La deformación plástica (irrecuperable), ocurre solo en el caso de ciertas combinaciones de tiempo, temperatura y patrón de tensiones.

#### *Deformación elástica*

La deformación elástica de la muestra metálica es el resultado de una distorsión recuperable. Puede ser causado por la temperatura o por el cambio de tensión. La relación entre el tensor de la tensión y la deformación se puede definir en función de la suposición clásica del material elástico lineal. Por lo tanto, la ley que determina la dependencia entre la tensión y la deformación de un material elástico lineal fue formulada por Hooke, donde la deformación es proporcional a la fuerza. Desde el punto de vista de propiedades elásticas, la mayoría de los materiales se pueden considerar isótropos [28]. Este hecho permite reducir el número de coeficientes hasta dos, el módulo de Young ( $E$ ) y el módulo de cortadura ( $G$ ), siendo  $\nu$  el coeficiente de Poisson.

$$\frac{E}{G} = 2(1 + \nu) \quad 2.9$$

*Deformación térmica*

La deformación térmica es el efecto total de la expansión térmica y el cambio de volumen debido a los cambios de fase. En los cuerpos sólidos, el cambio de temperaturas está relacionado con las deformaciones térmicas volumétricas ( $\epsilon^t$ ) en todas las direcciones mediante la siguiente ecuación [29]:

$$\epsilon^t = \frac{-\alpha \Delta T}{1 - 2\nu} \quad 2.10$$

Donde  $\alpha$  es el coeficiente de expansión térmica y  $\Delta T$  es el cambio de temperaturas. Para cambios de temperaturas grandes, el coeficiente de expansión térmica se debe de insertar en función de la temperatura.

*Deformación plástica*

La ley que define el comportamiento a partir del límite elástico se denomina criterio de plasticidad o fluencia. Los ensayos experimentales demuestran que la tensión uniforme hidrostática tractiva o compresiva no afecta en la plasticidad, por lo que se supone que la plastificación solo depende de la tensión desviadora. Este hecho hace que se puedan realizar simplificaciones importantes en la definición del criterio de plasticidad. Cualquier estado de tensiones que su punto de tensión este en la superficie del círculo del plano desviador en función del criterio elegido, corresponde al estado de plastificación. El criterio de plasticidad depende solo del valor de las tensiones principales y no de sus direcciones. Como se ha mencionado anteriormente si se desprecia el efecto de Bauschinger, si un estado tensional ( $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ ) es un estado plástico, el estado ( $-\sigma_1, -\sigma_2, -\sigma_3$ ) también será un estado plástico [28].

La ley de fluencia establece que el incremento de la deformación plástica es coaxial y proporcional a la tensión desviadora:

$$d\epsilon^p = d\lambda_p \sigma_d \quad 2.11$$

En las soldaduras, el material tiene una gran temperatura durante un tiempo relativamente corto del ciclo térmico, por lo tanto se desprecia la plasticidad acumulada dependiente de la velocidad [27].

Debido a que para que se dé la plasticidad la tensión efectiva tiene que estar en la superficie de fluencia, debe de haber una relación directa entre el cambio de deformación plástica y el cambio de la tensión. El modelo más empleado para la plasticidad independiente

de la velocidad es el de von Mises con la ley de flujo asociada. Por lo tanto las deformaciones plásticas son incomprensibles y no dependientes de la parte hidrostática de la tensión. La regla de flujo establece que el flujo plástico es ortogonal a la superficie de fluencia. Esto se obtiene a partir de la suposición de disipación máxima plástica o postulado de Drucker. La ley del flujo y ley de plasticidad es dada por [27]:

$$d\varepsilon^p = \lambda_p \frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}} \quad 2.12$$

Donde  $\lambda_p$  es un parámetro plástico que determina la cantidad de flujo, que es un escalar positivo. El valor de dicho parámetro se determina por medio de la condición de consistencia y es necesario definir una regla de endurecimiento, que para los procesos de soldadura, la suposición de un endurecimiento isótropo está ampliamente aceptado [75].

### Cálculo de la tensión

Una vez calculado los diferentes valores de la deformación, para cualquier instante de tiempo  $t$ , la respuesta de la tensión es dada por la ley constitutiva para el material termo-elástico isótropo [74]:

$$\sigma = C(\varepsilon - \varepsilon^p - \varepsilon^{th}) \quad 2.13$$

Donde  $C$  es la matriz de elasticidad.

El modelo mecánico se basa en la solución de las tres ecuaciones diferenciales parciales del equilibrio de fuerzas, en notación tensorial, se pueden escribir como [2]:

$$\sigma_{ij} + p_j = 0 \quad 2.14$$

Donde  $p_j$  es la fuerza del cuerpo en cualquier punto dentro del volumen analizado y  $\sigma_{ij}$  es el tensor de tensiones.

## 2.2.5 Validación experimental del proceso de soldadura

### *Campo térmico:*

En general, la medición del campo térmico se puede realizar con contacto y sin contacto. En cuanto a la medición de la temperatura mediante contacto, existen diferentes métodos: a través del uso de termopares, de termómetros bimetalicos, de termómetros de termo resistencia... Con respecto a la medición de la temperatura sin contacto, se pueden distinguir entre: pirómetros de radiación visible, pirómetros de absorción-emisión, termómetros de radiación infrarroja.

### **Termopares**

Para realizar la medición del campo térmico mediante termopares, es necesario que un extremo del termopar esté en contacto con la superficie que se quiera medir. El termopar está compuesto por dos metales diferentes unidos en el extremo donde se quiere medir la temperatura, donde debido al cambio de temperatura se produce una diferencia de potencial muy pequeña. Mediante una tarjeta de adquisición adecuada esta diferencia de potencial se transforma nuevamente en temperatura.

Existen numerosos problemas a la hora de emplear termopares para la medición del campo térmico transitorio. Por un lado, existe la limitación de que este dispositivo proporciona la temperatura puntual, por lo que para analizar la distribución de la temperatura en un perfil es necesario el uso de varios termopares. Por otro lado, debido a la pequeña señal eléctrica que se genera, es susceptible al ruido eléctrico. Para el caso concreto de medición de temperaturas altas, la gran problemática de estos dispositivos es la fijación a la superficie a medir. Algunos autores optan por introducir el extremo del termopar en un agujero taladrado en la superficie a medir [2]. Otro método consiste en emplear la soldadura TIG, sin aporte de material, para fijar el extremo del termopar en la superficie de la pieza.

### **Termómetros de radiación infrarroja**

La medición de la temperatura por radiación infrarroja se realiza sin contacto, ya que se basa en la medición de la radiación térmica que emite el cuerpo. La radiación térmica es la parte del espectro electromagnético (Figura 2.17), que se extiende aproximadamente de 0,1 a 1000  $\mu\text{m}$  e incluye una porción de ultravioleta y se expande hasta el rango de infrarrojos [76].

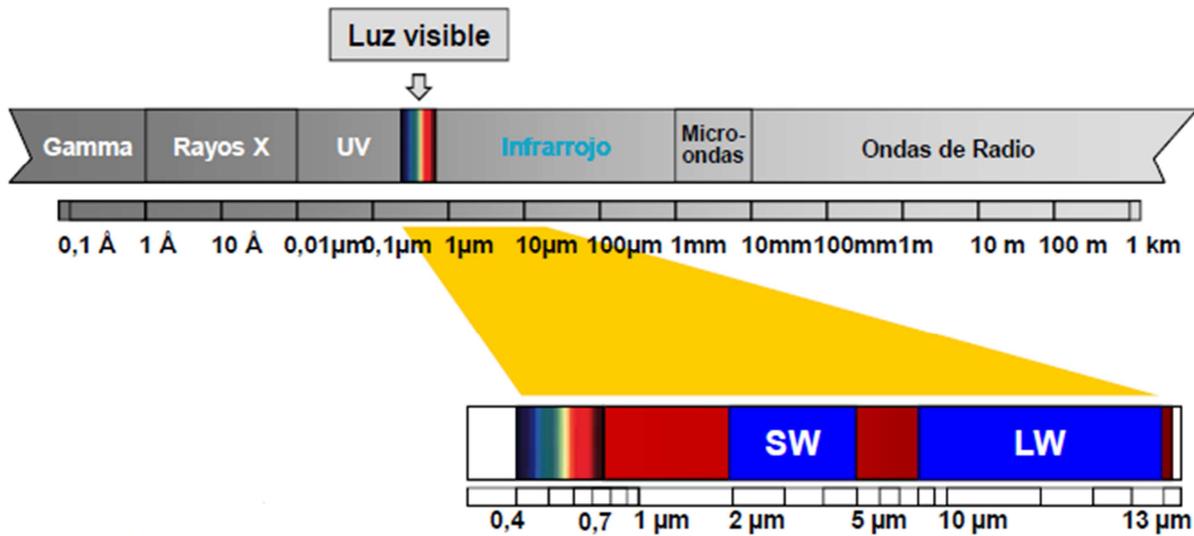


Figura 2.17. Espectro electromagnético donde se puede observar el rango de la radiación térmica (0,1-1000  $\mu m$ ) [77].

Todos los cuerpos emiten radiación térmica dependiente de la temperatura, debido a este fenómeno se puede determinar la temperatura de un cuerpo mediante la medición de la cantidad de radiación emitida por el cuerpo. Sin embargo la radiación no depende solo de la temperatura del cuerpo, sino también de las condiciones del entorno (humedad y temperatura del aire, distancia al objeto a medir la temperatura, temperatura reflejada, radiación incidente,...) y de las características de las superficies termografiadas [77].

La radiación total incidente que llega a un cuerpo desde una fuente será absorbida ( $\alpha_\lambda$ ), reflejada ( $\rho_\lambda$ ) y transmitida ( $\tau_\lambda$ ). Como postula la primera ley de la termodinámica la energía se conserva, por lo que se puede definir la siguiente ecuación [76]:

$$1 = (\alpha_\lambda + \rho_\lambda + \tau_\lambda) \tag{2.15}$$

Por otra parte, la capacidad que tiene un cuerpo para emitir la radiación se denomina emisividad ( $\epsilon_\lambda$ ). Un cuerpo de mayor emisividad irradiará más que otro de baja emisividad incluso a la misma temperatura. La radiación saliente de un cuerpo puede clasificarse en tres fuentes diferentes: la emitida ( $\epsilon_\lambda$ ), la reflejada ( $\rho_\lambda$ ) y la transmitida ( $\tau_\lambda$ ) [77].

$$1 = (\epsilon_\lambda + \rho_\lambda + \tau_\lambda) \tag{2.16}$$

El rango de temperatura capaz de medir por una cámara termográfica para una longitud de onda dada está en función del tiempo de integración. El tiempo de integración es el tiempo que el receptor está expuesto a la fuente de radiación. Si la fuente de radiación es

débil el receptor requiere más tiempo de integración para capturar una cantidad de radiación medible. Por otro lado, si la radiación recibida es demasiado grande el tiempo de integración debe de ser menor [77].

La emisividad es la relación entre la radiación emitida por un cuerpo real y la radiación emitida por un cuerpo negro, para la misma temperatura y longitud de onda. La emisividad de un cuerpo real siempre es menor que la emisividad de un cuerpo negro [76].

$$\varepsilon_{\lambda}(T, \lambda, \theta) = \frac{R_{\lambda}(T, \lambda, \theta)}{R_{\lambda,b}(T, \lambda, \theta)} \quad 2.17$$

La emisividad depende de la temperatura, de la longitud de onda medida, de la rugosidad superficial, del estado físico del material, de la oxidación superficial, de la geometría y del ángulo entre la fuente de radiación y el receptor. Además, la precisión en la medición de la temperatura depende del valor de la emisividad. Cuanto menor sea el valor de la emisividad, mayor es la incertidumbre a la hora de la medición de la temperatura [77].

Hoy en día, no existe ningún procedimiento teórico para determinar el valor de la emisividad de los cuerpos reales, por lo tanto, la emisividad se determina experimentalmente. Existen diferentes métodos para determinar y controlar la emisividad de superficies reales [76]:

- Calentar la muestra hasta una temperatura conocida, definida mediante el uso de un sensor preciso, y medir la temperatura usando un instrumento de IR. A continuación, ajustar el valor de la emisividad hasta que las temperaturas analizadas midan el mismo valor.
- Para temperaturas relativamente bajas (<300°C), se puede medir la temperatura de una pieza con una cinta adhesiva de alta emisividad mediante un instrumento IR. A continuación se puede ajustar el valor de la emisividad.
- Para temperaturas medias-altas, si la superficie a analizar se recubre con una pintura negra opaca, la muestra tendrá una emisividad cercana a 1. Se mide la temperatura de la pintura y se ajusta la emisividad para que mida la temperatura correcta.
- Para la medición de altas temperaturas, se taladra un agujero (profundidad de por lo menos 10 veces el diámetro) en la pieza. Este agujero actúa como un cuerpo negro con una emisividad cercana a 1. Se mide la temperatura en el agujero y se ajusta la emisividad para que mida la temperatura correcta.

Esta técnica de medición posee ciertas ventajas comparando con el método de los termopares. Por un lado, es posible analizar la distribución de temperaturas en una

superficie ya que la medición es bidimensional. Además, el tiempo de respuesta mediante estos dispositivos es menor. Sin embargo, este método también tiene ciertos inconvenientes. Por un lado, para que la medición sea lo más precisa posible, el cuerpo ha de tener una emisividad cercana a la unidad por lo que en la mayoría de los casos la superficie de la pieza se recubre con una pintura negra opaca para acercar el objeto a analizar a un cuerpo negro. Por otro lado para una longitud de onda dada, el rango de temperaturas capaz de medir por la cámara termográfica se determina mediante el tiempo de integración, por lo que el rango de temperaturas es limitado [77].

#### *Campo mecánico:*

Durante los últimos años se han desarrollado diferentes métodos para medir las TR en diferentes tipos de componentes. Las diferentes técnicas se pueden clasificar como destructivas, semi-destructivas y no-destructivas. Las características de penetración y resolución espacial de algunas de las técnicas disponibles se pueden observar en la Figura 2.18. Las ventajas y desventajas de cada método de medición de tensiones residuales se recogen en la revisión realizada por Rossini *et al.* [78].

Las técnicas destructivas y semi-destructivas, también llamados métodos mecánicos, deducen el valor de la tensión residual a partir del desplazamiento producido debido a la relajación de la tensión completa o parcial mediante la eliminación del material, asumiendo un comportamiento elástico. En otras palabras, estos métodos se basan en la medición de las deformaciones debidas a la liberación de las tensiones causadas por la eliminación del material de la muestra [78].

Las técnicas no destructivas en general miden algún parámetro relacionado con el estado micro-estructural que está relacionado con la tensión. Más concretamente, se basan en la diferencia de velocidad de la onda en los medios elásticos tensionados y sin tensionar [25]. Estas técnicas se están convirtiendo de gran interés para la evaluación del daño relativo a la fatiga en diferentes componentes estructurales (puentes, estructuras para aeronaves, plataformas offshore,...) que requieren de investigaciones periódicas para prevenir importantes daños o incluso el fallo [78].

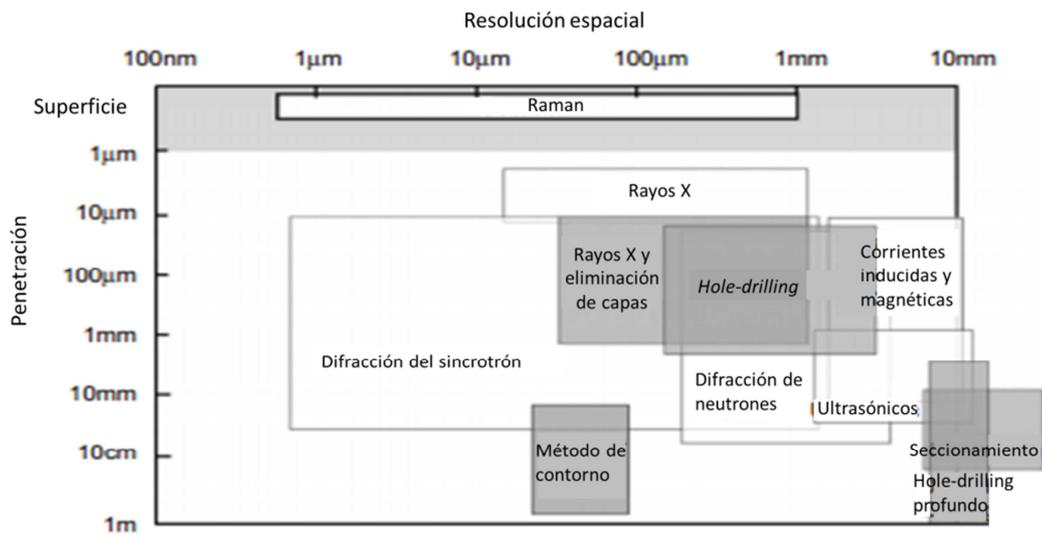


Figura 2.18. Penetración y resolución espacial de las técnicas para medir TR. Las áreas grises indican que son métodos destructivos (adaptado de [79]).

A continuación se realizará un análisis más exhaustivo del método de *hole-drilling*, ya que es el método que se empleará en esta tesis.

#### Método de hole-drilling:

El método de *hole-drilling* se considera una técnica semi-destructiva ya que tiene un efecto muy pequeño en el componente. Esta técnica es relativamente simple y rápida y además permite la medición de la distribución de las tensiones residuales a través del espesor en magnitud, dirección y sentido. Posee las ventajas de una buena precisión y fiabilidad, procedimientos de ensayo normalizados e implementación práctica conveniente. Por el contrario, las desventajas de este método son la dificultad a la hora de interpretar los datos, que es semi-destructivo, la limitada sensibilidad a la deformación, la limitada resolución y la necesidad de una alineación precisa durante el proceso de *hole-drilling*. Según Withers *et al.* [80], mediante el método de *hole-drilling* se obtiene una precisión de  $\pm 50$  MPa.

En general el método de *hole-drilling* es aplicable para todo tipo de materiales. En primer lugar, los materiales deben de ser homogéneos e isotrópicos y se deben conocer las propiedades elásticas. Sin embargo, un gran número de publicaciones demuestran que la influencia de la textura del material se puede despreciar. En segundo lugar, el material analizado debe de ser mecanizable, la perforación del agujero no debe perjudicar a las deformaciones medidas. Este método predice las macro tensiones (tipo I) y para evitar la plastificación local por la concentración de tensiones debido al agujero, la magnitud máxima de la tensión residual medida no debe sobrepasar el 60-70 % del límite elástico y además el valor de las tensiones no deben de variar significativamente a lo largo del espesor. La

profundidad mínima analizable del agujero no debe exceder el valor de  $0,5d_0$  (donde  $d_0$  es el diámetro del agujero) [81].

El taladrado del agujero para la medición de las TR requiere que se realice con mucha precaución para evitar introducir errores. Hay tres fuentes de error: Introducir tensiones de mecanizado (añadiendo a las tensiones residuales a medir), forma del agujero no-cilíndrica y la excentricidad. No obstante es el único método de medición aceptado en la normativa ASTM [81]. En general, la magnitud de las tensiones adicionales inducidas depende del método de taladrado empleado y de los parámetros de trabajo empleados. Las tensiones adicionales inducidas mediante el *hole-drilling* de alta velocidad son relativamente menores que las generadas mediante otras técnicas de *hole-drilling*, ya que no inducen ni deformaciones plásticas y ni calentamientos excesivos [78]. El método de *hole-drilling* de alta velocidad es adecuado para medir TR en muestras con alta dureza y alta tenacidad, pero se da un gran desgaste de la herramienta.

El procedimiento de este método es el siguiente; se adhiere una roseta extensométrica en la posición donde se procede a realizar la medición de las TR y se taladra un agujero en el punto central mediante una máquina de taladrar de alta velocidad hasta la profundidad de 0,4 veces el diámetro medio de del círculo de la galga extensométrica [2]. Debido a la perforación del agujero las tensiones residuales bloqueadas se relajan y las correspondientes deformaciones superficiales se miden mediante el uso de galgas extensométricas (Figura 2.19) adheridas alrededor del agujero en la superficie. A partir de las deformaciones medidas alrededor del agujero, las TR se calculan usando apropiadas constantes de calibración para cada tipo de roseta extensométrica así como el procedimiento de análisis más adecuado para el tipo de tensiones esperados [78]. Estas constantes de calibración se obtienen mediante cálculos o ensayos experimentales, y se definen debido a que en el método de *hole-drilling* no se liberan completamente las deformaciones debidas a las tensiones residuales inherentes [82].

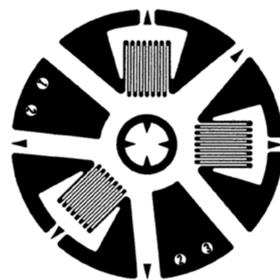


Figura 2.19. Galga extensométrica tipo A para la medición de deformaciones [81], [83].

### 2.2.6 Conclusiones del estado del arte

En la revisión bibliográfica realizada, se ha observado que realizar una correcta estimación del patrón de TR es muy compleja, debido a que intervienen numerosos fenómenos físicos, como la electricidad, el calor, el magnetismo, la luz, el sonido y el trabajo mecánico. Asimismo, hoy en día, la correcta estimación de las TR en los componentes soldados presenta algunas limitaciones ya que los diferentes métodos experimentales todavía no son totalmente fiables. Por lo tanto, debido a las dificultades prácticas a la hora de medir las TR en componentes gruesos, el valor de dichas tensiones se obtiene mediante la combinación de mediciones experimentales y predicciones a partir de los modelos numéricos.

Actualmente, existen diferentes modelos numéricos para predecir el valor de las TR, pero la mayor limitación de estos enfoques es que requieren medir el baño de soldadura durante o después de realizar la soldadura, por lo que su aplicación como herramienta predictiva es limitada. Asimismo, existen otros métodos numéricos que incluyen los fenómenos físicos que se dan en el proceso de soldadura, donde la mayor limitación es que requieren definir adecuadamente numerosos parámetros y el gran coste computacional.

Por lo tanto, en este capítulo se ha desarrollado un procedimiento para predecir las TR generadas en el proceso de soldadura.

## 2.3 Procedimiento numérico

Uno de los aspectos más críticos a la hora de emplear modelos de elementos finitos como herramienta de predicción del proceso de soldadura es determinar los parámetros de entrada del proceso, como son la fuente de calor y la velocidad de soldadura. Para este propósito, se ha desarrollado un procedimiento analítico con el fin de definir la fuente de calor y la velocidad de soldeo que asegure un modo de transferencia por spray. En este trabajo se ha analizado el modo de transferencia por spray ya que es especialmente adecuado para realizar la unión multipasada de estructuras de gran espesor, por su elevada tasa de transferencia del metal, alta estabilidad del arco, ausencia de salpicaduras de soldadura y transferencia uniforme e irregular del metal a la pieza [54]. El procedimiento de modelización desarrollado en esta tesis consta de dos partes. Primeramente, se definen los parámetros del proceso en función del modelo analítico desarrollado para la fuente de calor. Después, los parámetros definidos se usan como datos de entrada para realizar el modelo MEF de la soldadura a tope multipasada con transferencia por spray para obtener el patrón de tensiones residuales.

### 2.3.1 Determinación analítica de los parámetros del proceso de soldadura

Como se ha mencionado anteriormente, los parámetros de entrada necesarios para alimentar la soldadura multipasada en modo spray son: la fuente de calor y la velocidad de soldeo. Dichos parámetros se definen en función de las condiciones de soldeo para el modo de transferencia spray, de acuerdo con la sección transversal de la soldadura y la configuración de la pistola de soldadura. La Figura 2.20 muestra la configuración de la pistola de soldadura, donde  $L_{arc}$  es la longitud del arco,  $L_{CTW}$  es la distancia entre el contacto y la pieza a soldar y  $L_{so}$  es la longitud del hilo saliente.

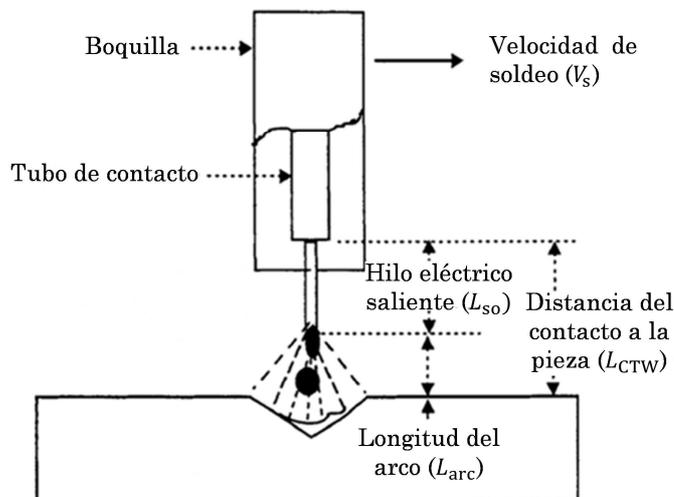


Figura 2.20. Configuración de la pistola de soldadura (adaptado de [42]).

- Energía de la fuente de calor:

La energía de la fuente de calor es la energía térmica total que se le proporciona al cordón de soldadura durante el proceso. Como se ha mencionado anteriormente en el estado del arte, la potencia suministrada para la transferencia por spray se puede obtener mediante la ecuación 2.1.

Con el fin de determinar la intensidad de soldadura,  $I$ , primeramente se define la corriente de transición entre el modo de transferencia globular y spray. Este parámetro depende del gas de protección y el diámetro del hilo empleado en el proceso de soldadura. De esta forma, de acuerdo a la relación propuesta por Norrish (Figura 2.21) [84], se define la corriente de transición entre el modo de transferencia globular y spray. Con el fin de asegurar la condición de transferencia por spray la intensidad aplicada en el proceso de soldadura debe de ser mayor que este valor límite.

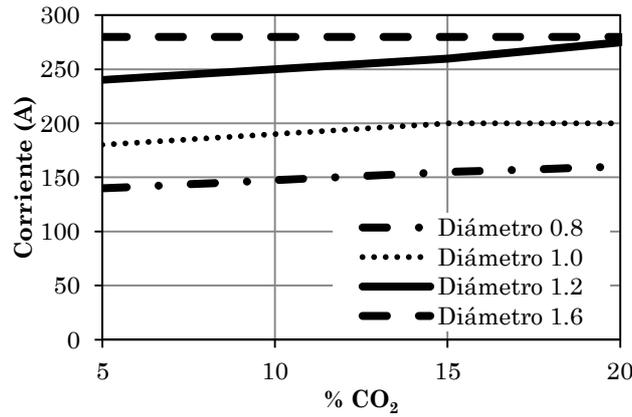


Figura 2.21. Relación entre la composición del gas de soldadura y la corriente de transición, para hilos de acero al carbono de diámetros entre 0,8 y 1,6 mm (adaptado de [84]).

La caída total del voltaje  $V_{Tot}$  es aproximadamente la suma de la caída del voltaje en la longitud del hilo saliente  $V_{so}$  y la caída del voltaje a lo largo del arco  $V_{arc}$  [42]:

$$V_{Tot} = V_{arc} + V_{so} \tag{2.18}$$

Por un lado, la caída del voltaje a lo largo del arco se puede obtener mediante la siguiente ecuación [85]:

$$V_{arc} = I \cdot R_{arc} + a_0 + a_1 \cdot L_{arc} \tag{2.19}$$

Donde  $R_{arc}$  es la resistencia eléctrica del arco,  $a_0$  es la caída del voltaje del ánodo/cátodo y  $a_1$  es el gradiente del potencial del arco. La longitud del arco mínima para asegurar la transferencia por spray debe de ser mayor que 4,5 mm de acuerdo a Lesnewich [85].

Por otro lado, la caída del voltaje a lo largo del electrodo se calcula con la siguiente ecuación [42]:

$$V_{so} = \rho_s \frac{L_{so}}{A_{so}} I \tag{2.20}$$

Donde  $\rho_s$  es la resistividad del material de aporte y  $A_{so}$  es el área de la sección transversal del hilo. Por último, la longitud del hilo que sobresale se determina geoméricamente con la ecuación 2.21, de acuerdo con la Figura 2.20:

$$L_{so} = L_{CTW} - L_{arc} \tag{2.21}$$

- Velocidad de soldeo:

La velocidad de soldeo es la velocidad a la que avanza la pistola de la soldadura a lo largo del cordón de soldadura. Suponiendo que el proceso de soldadura MIG satisface la ley de conservación de masa, la velocidad del hilo y la velocidad de soldeo se pueden relacionar mediante la siguiente expresión:

$$A_{so} \cdot v_h = A_c \cdot v_s \rightarrow v_s = \frac{A_{so} \cdot v_h}{A_c} \quad 2.22$$

Donde  $v_h$  es la velocidad del hilo,  $A_c$  es la sección transversal del cordón de soldadura por pasada y  $v_s$  es la velocidad de soldeo.

Existen dos enfoques para modelar la velocidad del hilo para la soldadura realizada con una fuente de tensión constante usada en MIG, como sugieren Palani *et al.* [86]: el primer enfoque es realizar experimentos de soldadura para ajustar la ecuación lineal que relaciona la corriente de soldadura y la velocidad del hilo; el segundo es usar los resultados de los experimentos para determinar las constantes de proporcionalidad del calentamiento del arco y el calentamiento debido a la resistencia eléctrica para ajustar la ecuación parabólica.

En el presente trabajo, se ha usado el segundo enfoque, donde la relación entre la velocidad de soldeo y la corriente es dada por la ecuación 2.23 del modelo parabólico [84]. En la literatura existen diferentes trabajos que determinan las constantes de proporcionalidad del calentamiento del arco y el calentamiento debido a la resistencia eléctrica con respecto a la sección transversal del hilo, diferenciando entre hilo sólido y recubierto. El hilo recubierto, es un hilo específico que se emplea para aumentar la productividad del proceso de soldadura [86], [87]. En el presente estudio, se ha definido la ecuación 2.23 para el proceso de soldadura MIG más empleado en la industria, donde se emplea hilo sólido:

$$v_h = \alpha_h \cdot I + \frac{\beta_h \cdot L_{so} \cdot I^2}{A_{so}} \quad 2.23$$

Donde  $\alpha_h$  y  $\beta_h$  son constantes que dependen de las propiedades del electrodo empleado. Analizando los diferentes valores obtenidos para las constantes anteriores en diferentes estudios de la literatura para el hilo sólido de acero al carbono [84, 86, 88-90], se ha observado que la diferencia es despreciable (Figura 2.22). Por lo tanto, en el presente trabajo se ha decidido considerar los valores definidos en [84],  $\alpha_h \approx 0,3 \text{ mmA}^{-1}\text{s}^{-1}$  y  $\beta_h \approx 5 \cdot 10^{-5} \text{ A}^{-2}\text{s}^{-1}$  para el hilo de acero al carbono sólido.

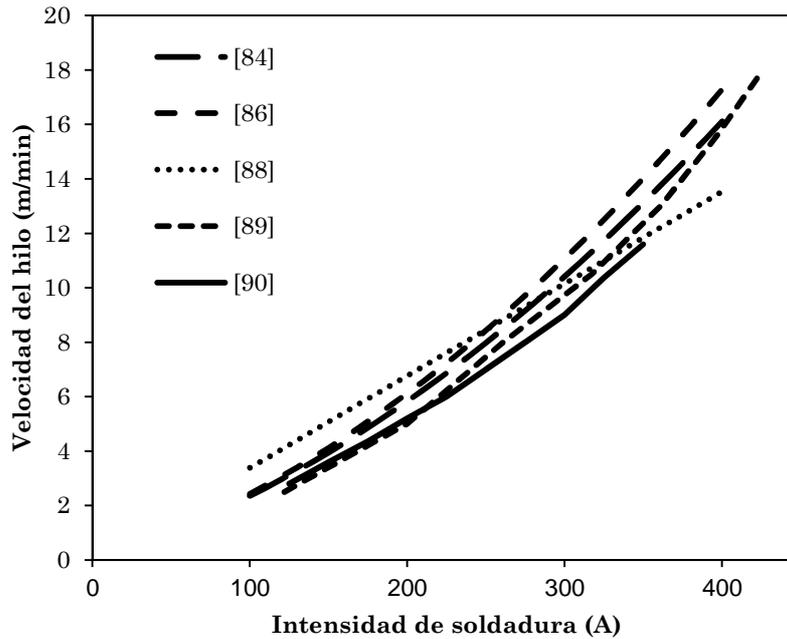


Figura 2.22. Comparación de los diferentes modelos para obtener el valor de la velocidad del hilo en función de la intensidad para electrodos de acero al carbono.

### 2.3.2 Modelización mediante EF de la soldadura multipasada

- Geometría y mallado:

Primeramente se especifica el tipo de soldadura que se quiere realizar y la preparación de las chapas a soldar. Después, se concreta el número de pasadas necesarias para realizar la soldadura escogida y se calcula la sección transversal para cada pasada y la total. Una vez definida la sección transversal total, la característica geométrica crítica para determinar el cordón de la soldadura es la definición del radio del cordón. Teng *et al.* [35], observaron que la influencia del ángulo del flanco en el valor de las TR es despreciable. Por lo tanto, basándose en la geometría real de las placas soldadas, en el presente trabajo se ha seleccionado un ángulo de flanco de  $30^\circ$  para definir el radio del cordón. De este modo, queda geoméricamente definido el arco del cordón de la última pasada, ya que en los dos vértices del pie de soldadura la tangente debe formar  $30^\circ$  con la horizontal (Figura 2.23). Los arcos del cordón para el resto de las pasadas se definen concéntricos con respecto a la última pasada manteniendo el valor de la sección transversal calculada inicialmente para cada pasada.

A continuación en la Figura 2.23 se muestra el ejemplo de una soldadura a tope de tres pasadas que además, como se verá más adelante, ha sido empleado para validar el modelo.

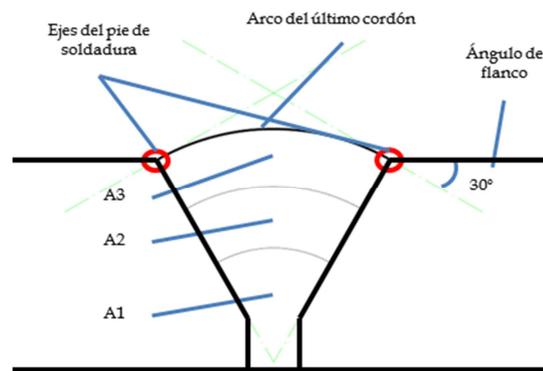


Figura 2.23. Procedimiento para calcular la geometría del cordón de soldadura para cada pasada.

El mallado empleado son elementos hexaédricos de integración completa y la adición del material de aporte en las tres pasadas se modela mediante el método morir/renacer (Figura 2.24). En este método, inicialmente, todos los elementos del cordón de la soldadura están inactivos y, consecuentemente, se eliminan del sistema de ecuaciones. Los elementos se activan en función de la velocidad de soldeo ( $v_s$ ), simulando la pasada de la pistola de soldadura.

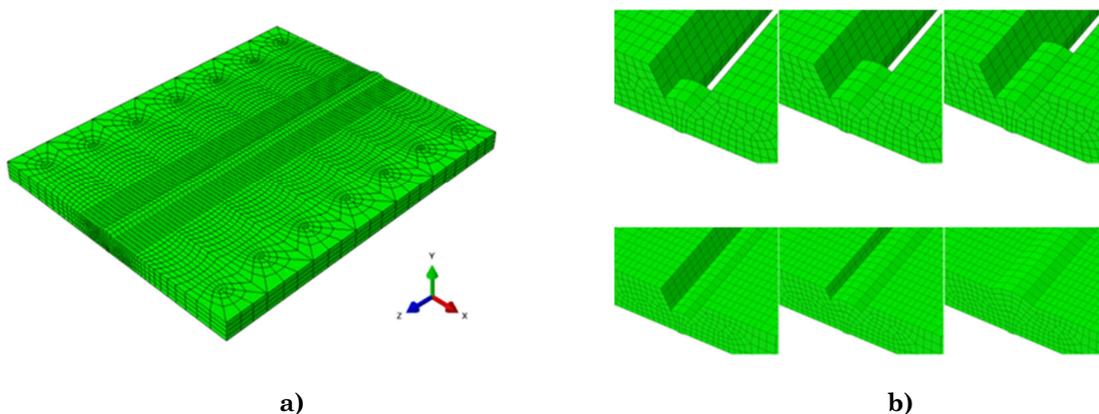


Figura 2.24. a) Modelo usado para la simulación del proceso de soldadura, b) principio de la adición del cordón de la soldadura.

Con el fin de modelar con el mayor realismo posible la aportación del material a lo largo de toda la longitud de la soldadura, se ha realizado un análisis de sensibilidad para determinar la longitud de activación crítica del cordón de soldadura. Se ha observado que con niveles de discretización de hasta 20 mm de longitud los resultados térmicos son bastante estables. Sin embargo, para validar la evolución de la temperatura transitoria, se ha especificado una longitud de discretización máxima que en función de la velocidad de soldeo

equivalga a un segundo del proceso de soldadura como máximo. En consecuencia, para la soldadura a tope analizada en este estudio, se ha identificado una longitud de activación límite de 6,12 mm para la tercera pasada, que se realiza con la menor velocidad de soldeo para la misma velocidad del hilo. Por consiguiente, para el presente trabajo se ha seleccionado una longitud de 5 mm, que asegura una discretización temporal menor de un segundo para las tres pasadas y además, permite realizar un ajuste exacto con 40 discretizaciones en los 200 mm de la longitud de cada pasada.

- Técnica computacional:

La formulación seleccionada para resolver los campos mecánicos y térmicos durante el proceso de soldadura ha sido el cálculo termo-mecánico desacoplado implementado en software de simulación ABAQUS™. El enfoque desacoplado se considera adecuado debido a que los cambios dimensionales en el proceso de soldadura se pueden suponer despreciables y la energía de deformación es insignificante comparado con la energía térmica del arco [7]. Ambos sistemas de ecuaciones, la térmica y la mecánica, se resuelven mediante el uso del método de integración directa implícita.

- Material:

Como se ha mencionado anteriormente el material de las placas a soldar es el acero estructural S275JR y el material de aporte es el denominado PRAXAIR-M86 de acuerdo a la normativa AWS/ASME SFA 5.18 ER70S-6. La Tabla 2.1 muestra las propiedades mecánicas de ambos materiales a temperatura ambiente. Como se puede observar, ambos materiales muestran un límite de rotura similar, pero el límite elástico, es al menos un 45% mayor para el material de aporte.

**Tabla 2.1. Propiedades mecánicas del material base y del material de aporte empleados en este estudio [91, 92].**

	$\sigma_y$ (MPa)	$\sigma_u$ (MPa)	A (%)	E (GPa)
S275JR	275	430-580	23	190-210
Filler M-86	>400	>480	>22	200

*Propiedades térmicas:*

La Figura 2.25 a) muestra la densidad, la conductividad térmica y el calor específico en función de la temperatura para el material de aporte y el material de las placas a soldar. Por otra parte, la Tabla 2.2 muestra el valor del calor latente considerado y la temperatura de transición entre el sólido y el líquido.

Tabla 2.2. Valor del calor latente de fusión [73].

Calor latente (kJ/kg)	Temperatura solidus (°C)	Temperatura liquidus (°C)
247	1500	1550

Propiedades termo-mecánicas:

Las Figura 2.25 b), c) y d) muestran las propiedades mecánicas dependientes de la temperatura para ambos materiales, el material de aporte y el material base.

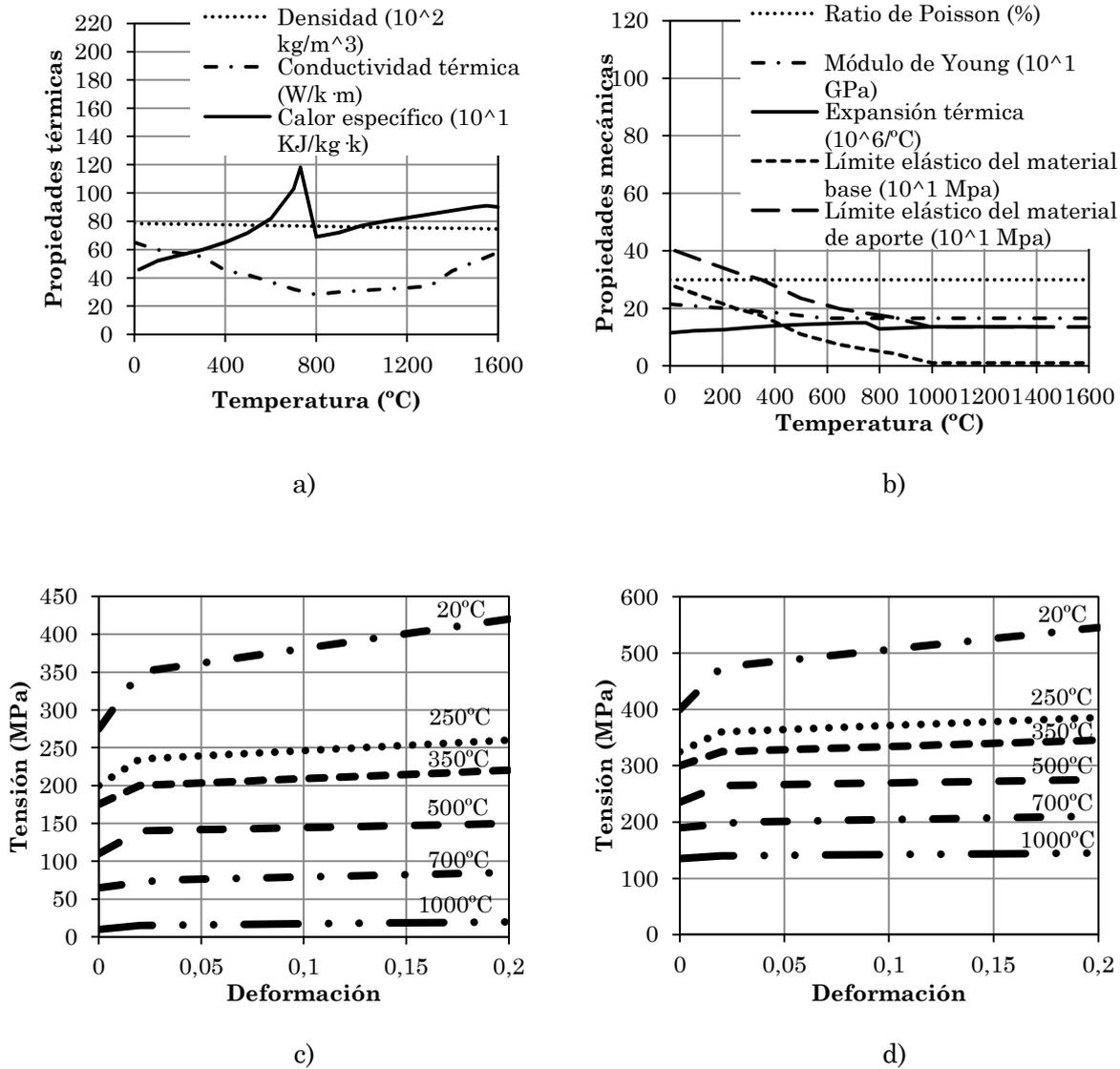


Figura 2.25. Propiedades del material dependientes de la temperatura. a) Calor específico [93], conductividad térmica [2, 94] y densidad [63], b) Módulo de Young y coeficiente de expansión térmica [95] y el límite elástico [96, 97], c) curvas plásticas para el material base [2] y d) curvas plásticas estimadas para el material del hilo.

Debido a las limitaciones a la hora de obtener las propiedades termomecánicas del material de aporte ( $\varnothing 1,2$  mm), se ha realizado la hipótesis de que el límite elástico dependiente de la temperatura será un 45% superior que la del material base como sucede a temperatura ambiente y se ha considerado que tendrá el mismo módulo de endurecimiento cuando se definen las curvas tensión/deformación. Se ha realizado la suposición de que las propiedades termomecánicas restantes para el material de aporte serán las mismas que para el material base. Estas simplificaciones se han considerado válidas por los siguientes motivos:

- Las propiedades térmicas como la conductividad, el calor específico, el calor latente o la expansión térmica para ambos materiales es similar. Consecuentemente, suponiendo las propiedades térmicas del material base para el material de aporte, el error realizado en el patrón térmico y en la expansión térmica será despreciable. Los parámetros anteriores, tienen una influencia directa en el patrón de tensiones residuales predicha.
- Para aceros estructurales, pequeñas variaciones de composición, tienen una influencia despreciable en cuanto a la densidad y al módulo de Young dependientes de la temperatura [28]. Por ello, ambos parámetros se pueden considerar similares para ambos materiales.
- La sección transversal del cordón de soldadura es pequeña comparándola con las placas a soldar. Por lo tanto, la desviación en la expansión térmica se puede considerar insignificante con respecto a la expansión térmica total de la sección transversal. Teniendo lo anterior en cuenta, se puede considerar despreciable el posible error generado de las suposiciones anteriores en las TR simuladas en la dirección perpendicular a la soldadura, que es la dirección que afecta principalmente en el crecimiento de las grietas de fatiga en las placas soldadas.

En este trabajo se ha despreciado el efecto de la transformación de fase ya que para los aceros bajos en carbono tiene un efecto insignificante en las TR y distorsiones. Esto es debido a la pequeña dilatación que sufre el material por la transformación martensítica y las relativamente altas temperaturas necesarias para realizar la transformación de fase debido al bajo contenido de carbono [63].

- Cargas y condiciones de contorno:

*Transferencia de calor:*

A partir del procedimiento analítico expuesto anteriormente se definen la fuente de calor y la velocidad de soldeo para el caso específico analizado en el presente trabajo. La potencia de la fuente de calor, se implementa en el modelo de MEF como un flujo de calor volumétrico en cada volumen de activación que se calcula para cada pasada (Tabla 2.3) en función de los siguientes parámetros:

- Eficiencia: se han realizado diferentes simulaciones variando la eficiencia entre 0,6 y 1, con el fin de especificar la eficiencia de la máquina de soldar empleada. Se ha realizado un análisis de los patrones térmicos numéricos y experimentales y se ha obtenido el valor de la eficiencia.
- Intensidad de la soldadura: se ha determinado una corriente de transición de 245 A para el diámetro del hilo empleado (1,2 mm) y el gas de protección empleado (Stargon 82 con 8% de CO<sub>2</sub> [98]). Teniendo lo anterior en cuenta, se ha escogido una corriente de soldadura de 275 A, un 12% por encima de la corriente de transición.
- Propiedades del hilo: para el electrodo empleado el valor de  $R_{arc}$  es de 0,0237  $\Omega$  [99] y los valores de  $\alpha_0$  y  $\alpha_1$  son de 6,3 V y 1,55 V/mm respectivamente [88].
- Configuración de la pistola de soldadura: se han definido una longitud del arco de 9 mm ( $L_{arc\_min} > 4,5$  mm [85]) y una  $L_{CTW}$  de 30 mm. La resistividad del material que sobresale es de 0,2821  $\Omega / m$ , para aceros al carbono [42].

**Tabla 2.3. Valores de la potencia calorífica para cada pasada del proceso de soldadura en función de la eficiencia del proceso.**

Eficiencia (%)	Potencia (W)		
	Primera pasada	Segunda pasada	Tercera pasada
1	7755	7755	7755
0,9	6980	6980	6980
0,85	6592	6592	6592
0,8	6204	6204	6204
0,75	5816	5816	5816
0,7	5429	5429	5429
0,6	4653	4653	4653

La velocidad de soldeo a implementar en el modelo de elementos finitos se ha calculado para cada pasada usando las constantes del modelo parabólico  $\alpha \approx 0,3 \text{ mm}/(\text{A}\cdot\text{s})$  y  $\beta \approx 5 \cdot 10^{-5} \text{ A}^{-2} \cdot \text{s}^{-1}$  para el electrodo de acero al carbono de 1,2 mm. Por lo tanto, las velocidades de soldeo calculadas para cada pasada del caso estudiado en este trabajo son de 550, 480 y 370 mm/min respectivamente.

Finalmente, se ha impuesto la condición de convección natural en todas las superficies expuestas al aire de ambas placas y los elementos del cordón de soldadura renacidos.

#### *Simulación termo-mecánica desacoplada*

El patrón de temperaturas en cada iteración para la simulación mecánica, se obtiene de los resultados de la simulación térmica realizada anteriormente. Como condición de contorno, se ha supuesto que una de las superficies del extremo de las placas está empotrada.

## **2.4 Procedimiento experimental**

Con el fin de realizar la soldadura de forma automática, se han adecuado una fresadora CNC y una máquina de soldadura Praxair Phoenix 421 (Figura 2.26). De esta forma se controlan todos los parámetros del proceso como la velocidad de soldeo, la longitud del arco, la distancia entre el contacto y la pieza a soldar, el voltaje y la velocidad del hilo durante todo el proceso asegurando unos datos estables. Para validar el procedimiento de modelización propuesto, se han medido la evolución del patrón térmico durante el proceso de soldadura y el patrón de las tensiones residuales.



**Figura 2.26.** Instalación experimental desarrollada para realizar el ensayo de soldadura controlado.

Además, durante el proceso de soldadura se ha monitorizado la intensidad y el voltaje mediante el uso de un osciloscopio Tektronix TPS2024B, un amperímetro LEM PR 20 y un voltímetro HAMEG HZ115 con el fin de verificar la energía eléctrica consumida instantáneamente y durante todo el proceso de soldadura (Figura 2.27).

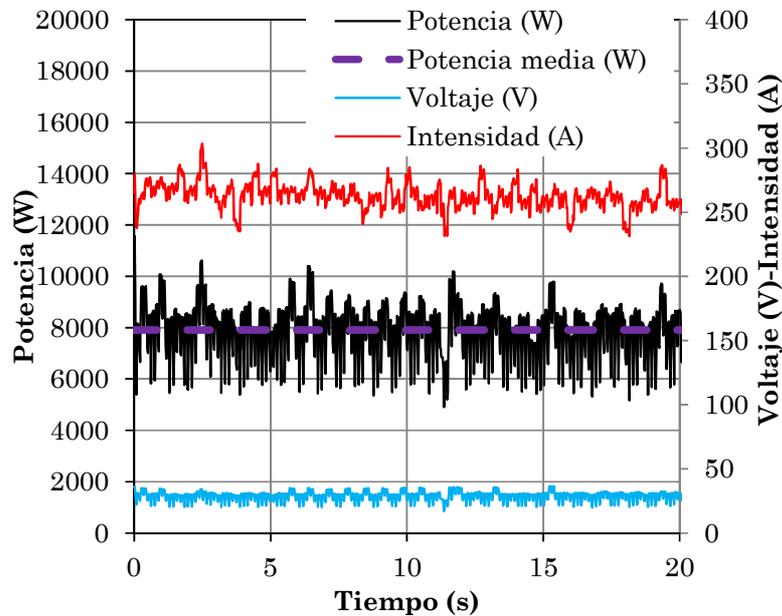


Figura 2.27. Ejemplo de la medición de los parámetros eléctricos.

### 2.4.1 Proceso de soldadura automática

Para validar el procedimiento numérico desarrollado en esta tesis, se ha seleccionado una unión a tope mediante tres pasadas, ya que es la unión más simple tanto para modelar como para realizar la soldadura. Para dicha unión se han empleado dos placas de 10 mm de espesor, 200 mm de longitud, 80 mm de ancho y preparación en V de acero estructural S275JR (Figura 2.28). El material de aporte empleado en este estudio ha sido el denominado PRAXAIR M-86 con diámetro de 1,2 mm. En cuanto al gas de protección empleado en este estudio, ha sido el denominado Stargon 82, con 8% de CO<sub>2</sub> [98].

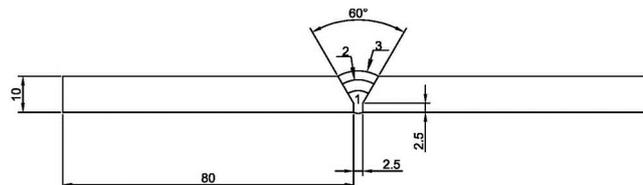


Figura 2.28. Geometría de las placas y de los cordones de soldadura para la unión soldada a tope.

Los parámetros del proceso de soldadura para cada pasada, se han determinado con anterioridad con el procedimiento analítico propuesto para el modo de transferencia por spray (Tabla 2.4).

**Tabla 2.4. Parámetros empleados para realizar el proceso de soldadura a tope.**

Pasada	$V_{Tot}$ (V)	$I$ (A)	$v_h$ (m/min)	$P$ (W)	$L_{arc}$ (mm)	$L_{CTW}$ (mm)	$v_s$ (mm/min)
1	28,2	275	9,2	7755	9	30	545,33
2	28,2	275	9,2	7755	9	30	482,83
3	28,2	275	9,2	7755	9	30	367,79

### 2.4.2 Medición del patrón de temperaturas

El patrón térmico durante el proceso de soldadura se ha medido con un objetivo doble: por un lado, determinar la eficiencia de la máquina de soldadura y por otro lado, validar la evolución del patrón térmico obtenido numéricamente. Con este propósito, se ha medido el historial de la temperatura durante todo el proceso de soldadura mediante dos métodos diferentes: termopares y cámara termográfica.

En cuanto a los termopares, se han empleado 10 termopares colocados en dirección paralela y perpendicular al cordón de soldadura tal y como se muestra en la Figura 2.29. Los termopares empleados son del tipo N, que están fabricados de Niquel-Cromo-Silicio/Niquel-Silicio-Magnesio y la máxima temperatura que pueden medir es de 1200°C. La elección de este tipo de termopares ha sido debido a que tienen una menor tendencia a oxidarse, mejor comportamiento en atmósferas reductoras y mayor estabilidad termoeléctrica que el tipo K especialmente por encima de 870°C. Además, al enfriar rápidamente el termopar desde 600°C no origina errores de lectura por cambios en la microestructura [100].

En cuanto a la cámara termográfica, se ha empleado una cámara termográfica de alta velocidad Titanium DC019U-E para registrar el patrón de temperaturas superficial. Las placas a soldar se han coloreado con una pintura negra, que resiste las altas temperaturas, donde la emisividad dependiente de la temperatura fue medida anteriormente por Larrañaga [76]. Además, para tener una mayor precisión, el patrón de temperatura adquirido ha sido calibrado con los datos de los termopares.

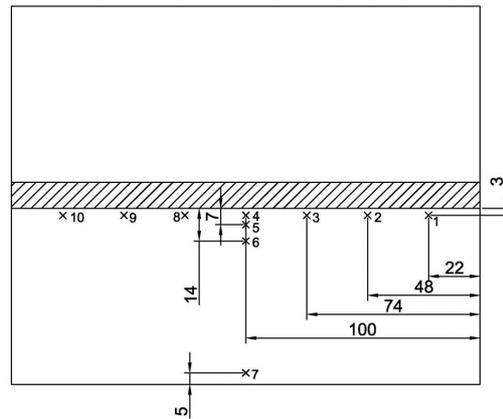


Figura 2.29. Posición de los termopares en la soldadura a tope.

### 2.4.3 Medición de las tensiones residuales

La medición de las TR de las muestras soldadas se ha realizado mediante el método de *hole-drilling* con el fin de validar el patrón de tensiones residuales obtenido mediante el cálculo numérico y, por consiguiente, validar el procedimiento propuesto en este trabajo.

Las galgas empleadas en este estudio son las denominadas Vishay EA-06-062RE-120 de tipo roseta. Las mediciones se han realizado a una distancia cercana al cordón de soldadura (52,5 mm desde el extremo de la placa), siendo este punto el de mayor gradiente tensional (Figura 2.30). Con respecto a la colocación de las galgas, se ha supuesto la simetría de las TR y se han emplazado en ambos lados del cordón.

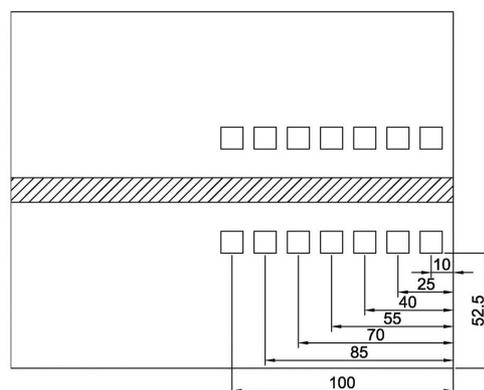


Figura 2.30. Posición de las galgas extensométricas en la soldadura a tope.

Para la realización del ensayo se ha adecuado un centro de mecanizado con el fin de controlar la profundidad de fresado con una tolerancia cercana a la milésima. La adquisición de datos es realizada mediante el sistema de adquisición National Instruments NI-cDAQ-

9178. La Figura 2.31 muestra el emplazamiento y la instrumentación empleada para el ensayo. Los ensayos de *hole-drilling* se han realizado de acuerdo a la norma ASTM E837 [81].

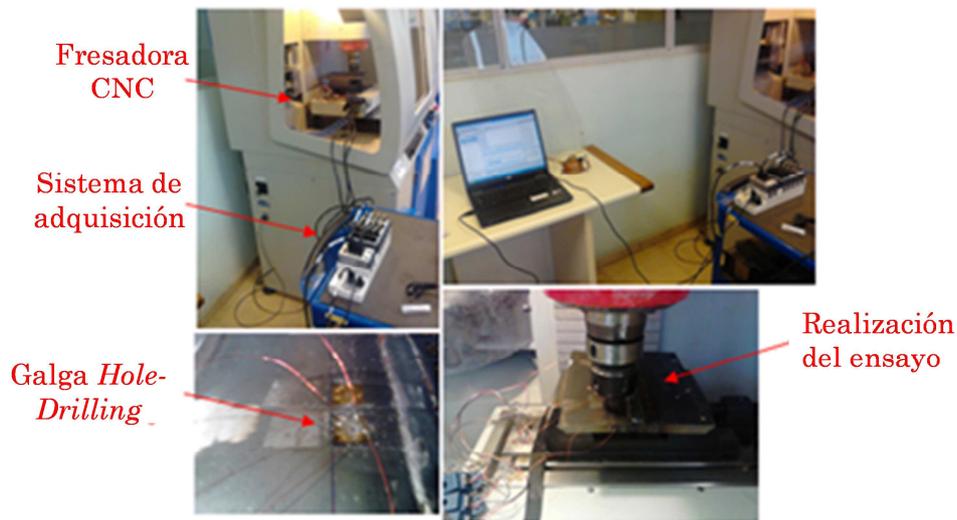


Figura 2.31. Procedimiento para medir las TR de la soldadura a tope multipasada.

## 2.5 Resultados y discusión

En este apartado, se valida el procedimiento de modelización desarrollado comparando los resultados obtenidos experimentalmente y los obtenidos numéricamente. La validación se ha realizado en dos pasos: primeramente se valida la predicción del patrón de térmico, que está relacionado directamente con la expansión térmica del material. Después de validar el campo térmico se valida el patrón de tensiones residuales causados por la expansión térmica.

### 2.5.1 Validación del patrón de temperaturas

En primer lugar se comparan los resultados numéricos del patrón de temperaturas para el caso ideal donde el valor de la eficiencia térmica del proceso es de 1 con respecto a las mediciones experimentales (Figura 2.32). Como se observa en la Figura 2.32, el modelo propuesto muestra una dinámica similar: ocurre un aumento de temperatura cuando la pistola de la soldadura está cerca del termopar escogido como referencia en cada una de las pasadas, seguido por un enfriamiento progresivo debido a la evacuación del calor. El calor, principalmente, es evacuado a través de las placas por conducción y al aire por convección. Se observa que el pico de temperatura para cada pasada incrementa debido a que el calor proporcionado es mayor debido a la reducción de la velocidad de soldeo para cada pasada,

porque el material se precalienta por las pasadas precedentes y además se acerca a la posición del termopar en la superficie. Sin embargo, los valores de temperatura estimados son superiores a los obtenidos experimentalmente ya que se considera que no hay ninguna pérdida de energía (Figura 2.32). Cabe destacar que en las mediciones experimentales realizadas con la cámara termográfica, existen unos rangos de tiempo en la zona cercana del pico de temperatura para cada pasada donde la medición térmica de la cámara termográfica no es real, ya que el paso del soldador obstruye la visión de dicha cámara.

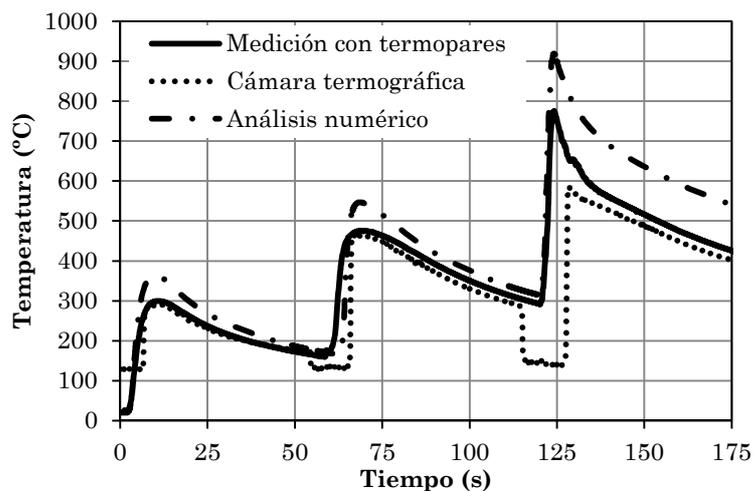


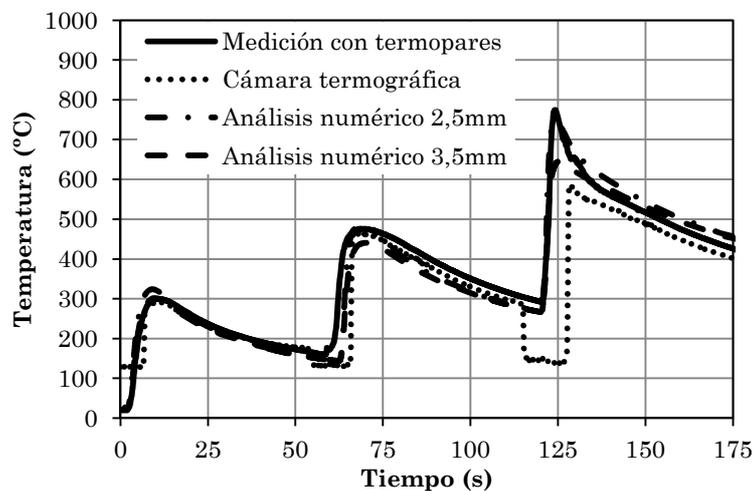
Figura 2.32. Ciclos térmicos calculados y medidos para el primer termopar con eficiencia 1.

Para determinar la eficiencia del sistema, se compara la desviación del pico de temperatura numérico en cada pasada y para todos los termopares (en la dirección transversal y longitudinal), para los diferentes valores de eficiencia propuestos en bibliografía para el proceso de soldadura, entre 0,6-1, con respecto a los resultados experimentales (Tabla 2.5). Se ha observado que el valor de eficiencia de 0,8 proporciona la mejor precisión durante las tres pasadas con una desviación media de un 9,2 %. Por lo tanto, para la instalación de soldadura empleada en este estudio, se ha establecido un valor de eficiencia de 0,8, que está de acuerdo con la estimación de otros autores (0,66-0,85) [42].

**Tabla 2.5. Errores calculados para los picos de temperatura en cada pasada para un rango de eficiencias que varía entre 0,6 y 1.**

Eficiencia (%)	Error (%)			
	Primera pasada	Segunda pasada	Tercera pasada	Media
1	21,9	20,0	21,8	21,2
0,9	12,8	10,5	16,7	13,3
0,85	8,5	5,8	16,7	10,3
0,8	3,9	5,3	18,3	9,2
0,75	3,5	6,6	19,8	9,9
0,7	6,6	9,9	21,4	12,7
0,6	17,4	20,2	31,2	22,9

La Figura 2.33 muestra la comparación de la evolución de la temperatura para la posición del termopar 1 entre la medición experimental y la predicha con una eficiencia de 0,8%. Se ha considerado un error de posicionado del termopar de +/- 0,5 mm en la validación de temperaturas, debido a la dificultad existente a la hora de realizar un posicionamiento exacto de la punta del termopar mediante la soldadura TIG. Como se ha observado, la evolución de la temperatura muestra una correspondencia positiva a lo largo de las tres pasadas.



**Figura 2.33. Comparativa del campo térmico para los resultados experimentales y numéricos para la soldadura a tope con una eficiencia de 0,8.**

Además, la Figura 2.34 muestra la comparación entre el patrón de temperaturas experimental adquirido con la cámara termográfica y el patrón predicho numéricamente para un valor de eficiencia de 0,8 al final de cada pasada. Se puede observar que ambos patrones de temperatura muestran una correlación positiva a lo largo de las tres pasadas con una

dinámica similar. En cada pasada, la zona de alta temperatura, por encima de 700°C muestra una forma y longitud similar, así como los contornos de menor temperatura hasta 300°C (el límite del filtro de la cámara termográfica empleada).

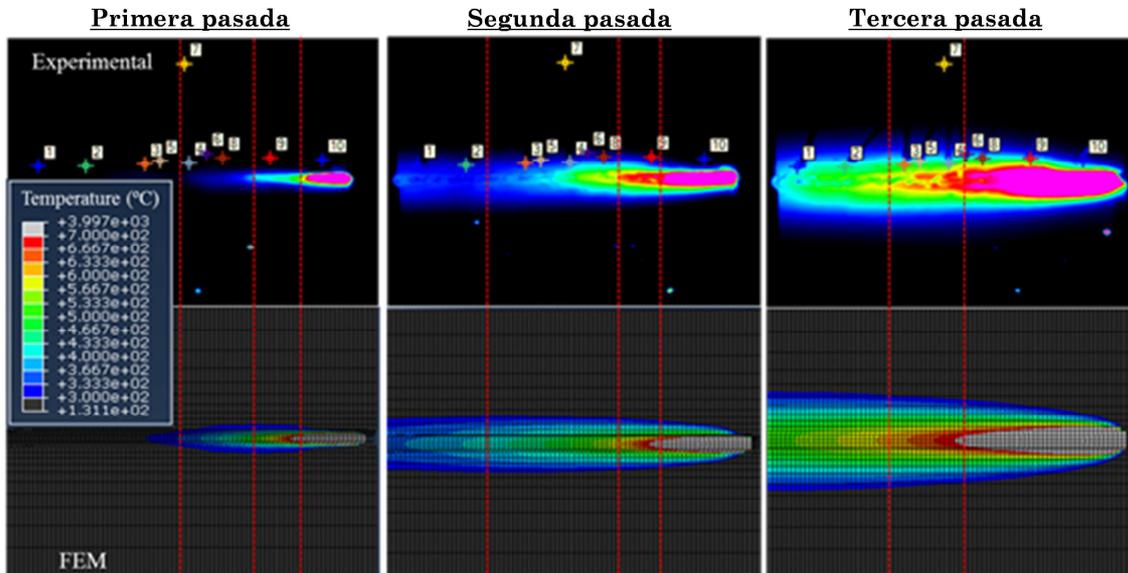


Figura 2.34. Comparativa del patrón térmico experimental y numérico para la soldadura a tope con una eficiencia de 0,8 (los puntos en la imagen superior indican la posición de los termopares).

Considerando la baja desviación (9,16%) en la predicción de la evolución de la temperatura a lo largo de las tres pasadas así como la buena correspondencia del contorno del patrón de la temperatura en cada pasada, se ha validado el procedimiento numérico para predecir la evolución del patrón de temperaturas en las soldaduras multipasadas por transferencia spray.

## 2.5.2 Validación de las tensiones residuales

Por último, con el fin de ampliar con la validación del modelo numérico propuesto se ha verificado el campo de TR.

La Figura 2.35 muestra el patrón de las TR transversales obtenidas a través de la simulación termo-mecánica desacoplada. Se ha obtenido una gran concentración de tensiones en el área restringida donde están fijados los 6 grados de libertad (de acuerdo con la configuración experimental). Sin embargo, estas áreas de concentración de tensiones están situadas suficientemente distantes del área de interés y no se consideran en el proceso de validación de las tensiones residuales. Centrándose en el área de interés, se observa una leve asimetría entre los pies de soldadura en ambos lados del cordón de soldadura ya que se han

aplicado restricciones mecánicas asimétricas. Por lo tanto, con el fin de validar las TR predichas, se definen la trayectoria 1 y la trayectoria 2 en las áreas de máxima tensión, paralelas al cordón de soldadura como se observa en la Figura 2.35. De esta forma se comparan las tensiones residuales obtenidas numéricamente a lo largo de las dos trayectorias frente a los resultados experimentales.

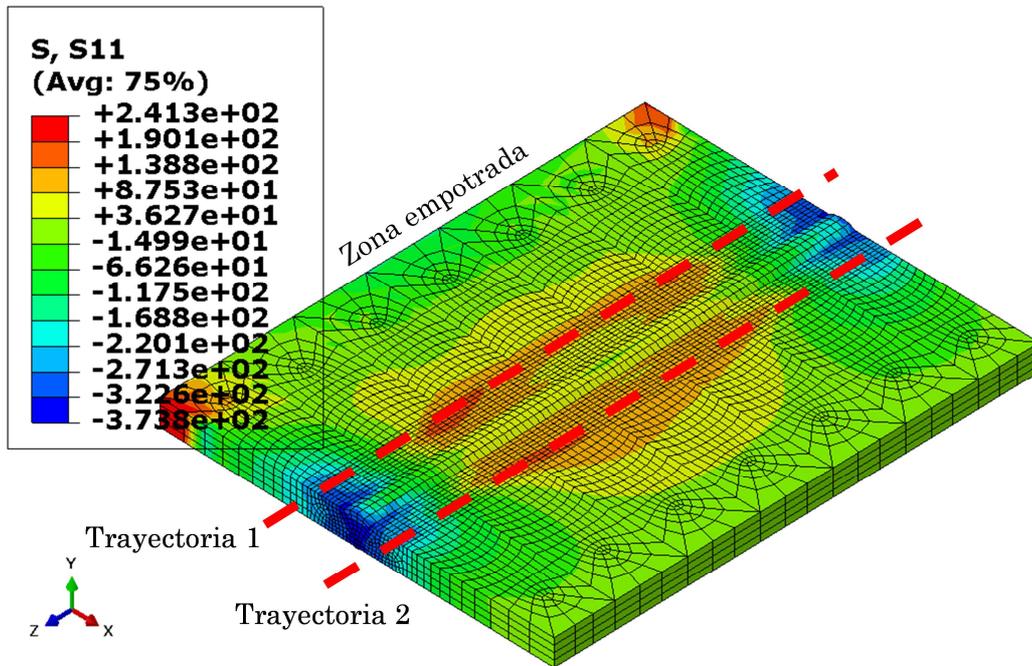


Figura 2.35. Patrón de tensiones residuales transversales obtenidas numéricamente para la soldadura a tope.

La Figura 2.36 muestra las TR transversales obtenidas a partir de las mediciones de *hole-drilling* a lo largo de la mitad de la longitud de chapa (0-100 mm) para ambas trayectorias, 1 y 2. Se pueden distinguir tres zonas (marcadas mediante líneas discontinuas): zona de compresión (0-30 mm), zona de transición (30-60 mm) y la zona de tracción (60-100 mm). Como se puede observar, se han realizado algunas mediciones en la otra mitad de la chapa (160 y 175 mm) para así poder verificar que las TR a lo largo de la dirección del cordón de la soldadura son simétricas.

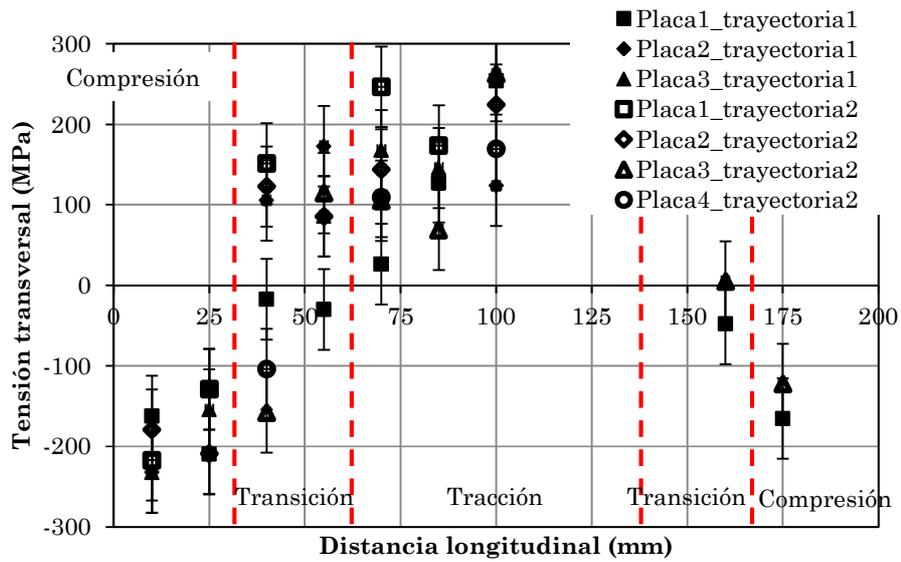


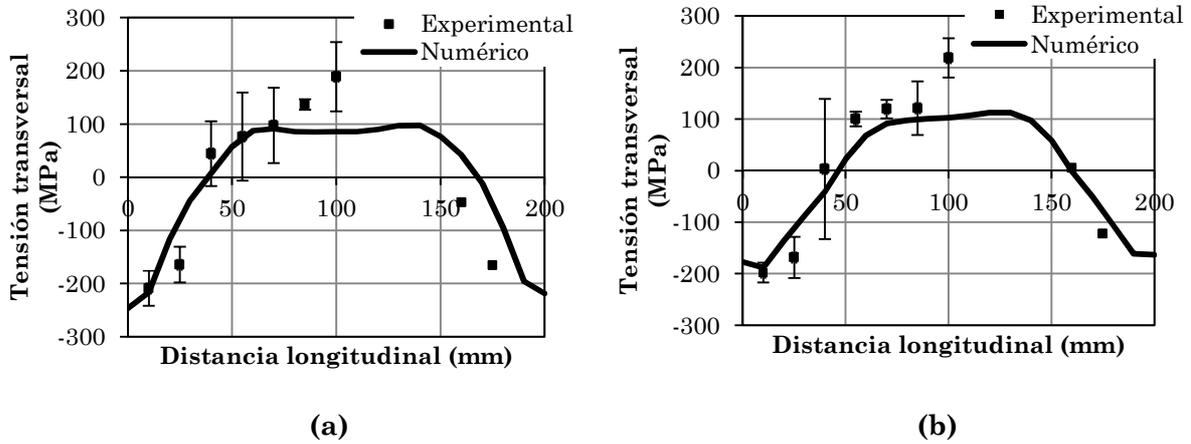
Figura 2.36. Resultados de las mediciones de *hole-drilling* para diferentes placas y en ambas trayectorias.

Como se observa en la Figura 2.36 existe una gran dispersión para las diferentes mediciones realizadas en cada posición de medida, inherentes a la técnica de medición. Como se ha mencionado en el estado del arte, midiendo con esta técnica se han obtenido desviaciones de hasta  $\pm 50$  MPa [80].

Por lo tanto, con el fin de realizar la validación de las tensiones residuales, se obtiene la media de los resultados del *hole-drilling* en cada posición para ambas trayectorias. Las Figura 2.37 a) y b) muestran la comparación entre la media de los resultados de *hole-drilling* con sus desviaciones estándares y los resultados de la simulación para la trayectoria 1 y la trayectoria 2 respectivamente. Se puede observar una correlación positiva entre la media de las mediciones y los resultados numéricos para ambas trayectorias, la zona de compresión, la zona de transición y la zona de tracción muestran tendencias similares. Con respecto a ambas trayectorias, se calcula un error medio de 34 MPa, 35 MPa y 57 MPa para cada zona respectivamente con un error medio total de 42 MPa. Como se observa, los valores de las TR predichas numéricamente están en general dentro de la banda de error de la medición ( $\pm 50$  MPa [80]).

Como se observa en la Figura 2.37 a) y b), el modelo numérico no predice el pico de la tensión residual que se da en la mitad de la placa (100 mm) en los resultados experimentales. Por esta razón, la máxima desviación se observa en la zona de tracción donde la simulación estima un valor de tensión residual quasi-uniforme. La razón para este pico de tensión puede deberse al error generado en la medición experimental, ya que para el punto central se

obtiene una desviación máxima de 130 MPa (Figura 2.36). Con respecto a la zona de transición, la simulación estima una transición ligeramente más suave que los resultados experimentales.



**Figura 2.37. Comparación de los resultados experimentales y numéricos para las tensiones residuales transversales.**

En general, las curvas de TR obtenidas numéricamente muestran tendencias similares, con respecto a la magnitud, generalmente están dentro de la banda de dispersión de la técnica de medición ( $\pm 50$  MPa [80]). Por lo tanto, teniendo en cuenta las limitaciones del método de medición actual, los resultados numéricos pueden considerarse válidos con un error medio de 42 MPa.

## 2.6 Aplicación del método para soldadura en T

### 2.6.1 Simulación numérica de soldadura en T

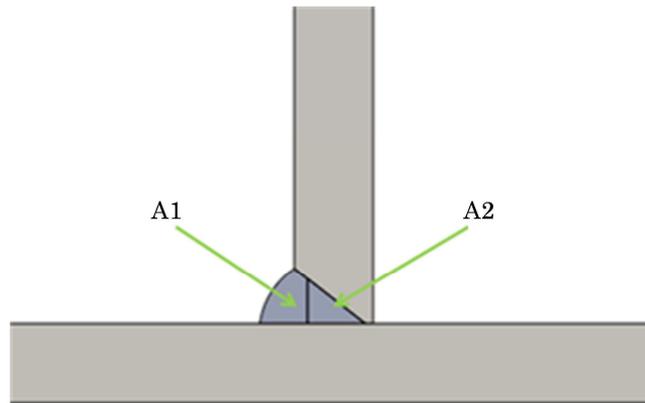
Para verificar que el procedimiento desarrollado en este estudio es aplicable para todo tipo de soldaduras MIG por transferencia spray, se ha analizado la soldadura en T. En este caso, primeramente se han definido los parámetros del proceso de soldadura en T en función de los parámetros típicos empleados en la industria de máquina-herramienta (Tabla 2.6) y después se obtienen las secciones de cada pasada. En el caso de la soldadura a tope, se ha realizado lo inverso, primeramente se han determinado las secciones de cada pasada y después se han obtenido los parámetros de entrada del proceso de soldadura.

Para realizar la soldadura en T analizada en esta tesis, se han empleado dos placas de acero estructural S275JR con medidas de 200x160x10 mm para la placa base y de 200x80x10 mm para la chapa vertical. En este caso, la preparación solo ha sido realizada a la

chapa vertical, donde se ha mecanizado un chaflán de 7x9 mm (Figura 2.38). En función de los parámetros empleados en la industria de máquina herramienta, la soldadura en T se ha realizado mediante dos pasadas.

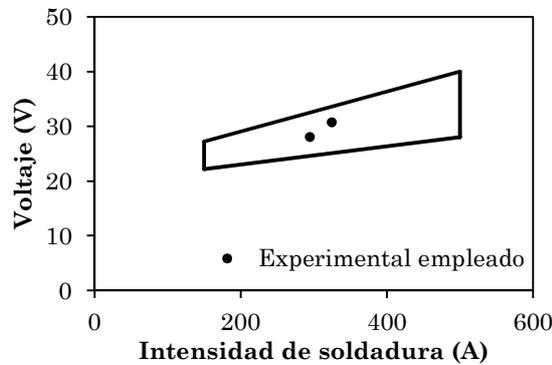
**Tabla 2.6. Parámetros empleados para realizar el proceso de soldadura a tope.**

Pasada	$V_{Tot}$ (V)	$I$ (A)	$V_h$ (m/min)	$P$ (W)	$L_{arc}$ (mm)	$L_{ctw}$ (mm)	$V_s$ (mm/min)
1	28	295	9,2	8260	9	26	500
2	30,7	325	10,1	9978	10	25	400



**Figura 2.38. Sección del material aportado en cada pasada**

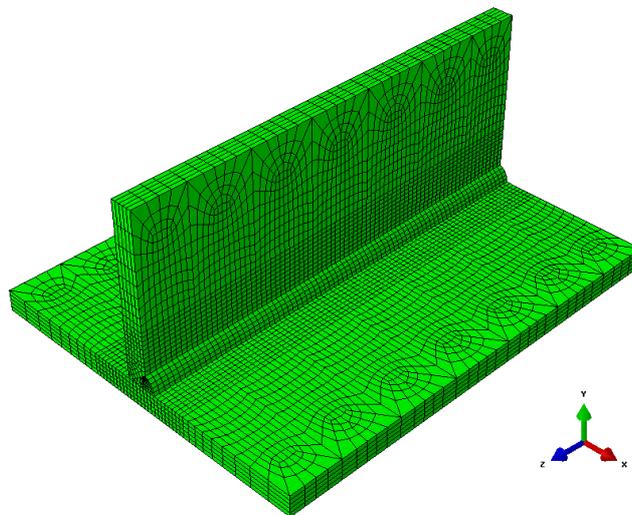
Después de definir los parámetros del proceso de soldadura se ha comprobado que dichos parámetros estén en el rango de la soldadura MIG por transferencia spray (Figura 2.39). Como se puede observar en la Figura 2.39, los puntos experimentales están dentro del área definida por el rango de soldadura MIG por transferencia spray por lo que se asegura que el proceso de soldadura se realiza por transferencia spray.



**Figura 2.39. Rango de parámetros del proceso de soldadura MIG para conseguir transferencia spray (adaptado de [24]).**

Para definir la geometría del cordón de soldadura total y de cada pasada se ha seguido el mismo procedimiento que para la soldadura a tope explicado en el anterior capítulo. En este caso las secciones calculadas para cada pasada son de 20,81 mm<sup>2</sup> y 32,64 mm<sup>2</sup> para la primera y segunda pasada respectivamente.

Como para el caso de la soldadura a tope, el modelo de la unión en T se ha mallado usando elementos hexaédricos de integración completa y la adición del material se ha modelado mediante el método de morir/renacer Figura 2.40. La discretización empleada para analizar este modelo es el mismo que el empleado para la soldadura a tope (5 mm).



**Figura 2.40. Modelo empleado para simular el proceso de soldadura en T.**

Tanto la técnica computacional como el material definido para realizar la simulación numérica de la unión soldada en T, han sido las mismas que para la unión soldada a tope.

La máquina de soldadura empleada para realizar la soldadura en T ha sido la misma que para la soldadura a tope, por lo que el valor de la eficiencia es la determinada para el proceso de soldadura a tope, por lo que para realizar la simulación de la soldadura en T se emplea la misma eficiencia. En la Tabla 2.7 se pueden observar los valores de la potencia calorífica para cada pasada:

**Tabla 2.7. Valores de la potencia calorífica para cada pasada del proceso de soldadura en T.**

$\eta$ (%)	$P$ (W)	
	Primera pasada	Segunda pasada
0,8	6608	7982

En todas las superficies expuestas al aire de ambas placas y de los elementos del cordón de soldadura renacidos, se ha impuesto la condición de convección natural, como en el caso de la soldadura a tope. Además como condición de contorno, se ha supuesto que una de las superficies extremas de la placa base están empotradas. Asimismo, antes de realizar la soldadura, se ha fijado una escuadra entre la placa base y la placa vertical, con el fin de rigidizar la placa vertical, y de esta manera evitar la excesiva distorsión de la placa vertical.

### 2.6.2 Procedimiento experimental de la soldadura en T

La soldadura en T ha sido realizada de forma automática, mediante el empleo de la fresadora CNC y la máquina de soldadura Praxair Phoenix 421 adecuados para la soldadura a tope. Sin embargo, para el caso particular de la soldadura en T, se ha adaptado un utillaje específico para posicionar a 45° la base horizontal, como se muestra en la Figura 2.41. De esta manera, se evitan los defectos de soldadura generados por la gravedad, por lo que se evitan las mordeduras de soldadura y se asegura una adecuada calidad de la soldadura. Para validar el procedimiento propuesto, se han medido las secciones de cada pasada, la evolución del patrón térmico durante el proceso de soldadura y las distorsiones generadas por el proceso de soldadura.



**Figura 2.41. Instalación experimental desarrollada para el ensayo de soldadura en T.**

Los parámetros del proceso de soldadura para cada pasada se pueden observar en la Tabla 2.6, definidos en función de los parámetros típicos empleados en la industria de la máquina-herramienta. Para verificar que la unión en T ha sido soldado con los parámetros definidos anteriormente, durante el proceso de soldadura se ha monitorizado la intensidad y el voltaje mediante el uso de un osciloscopio Tektronix TPS2024B, un amperímetro LEM PR 20 y un voltímetro HAMEG HZ115 (Figura 2.42).

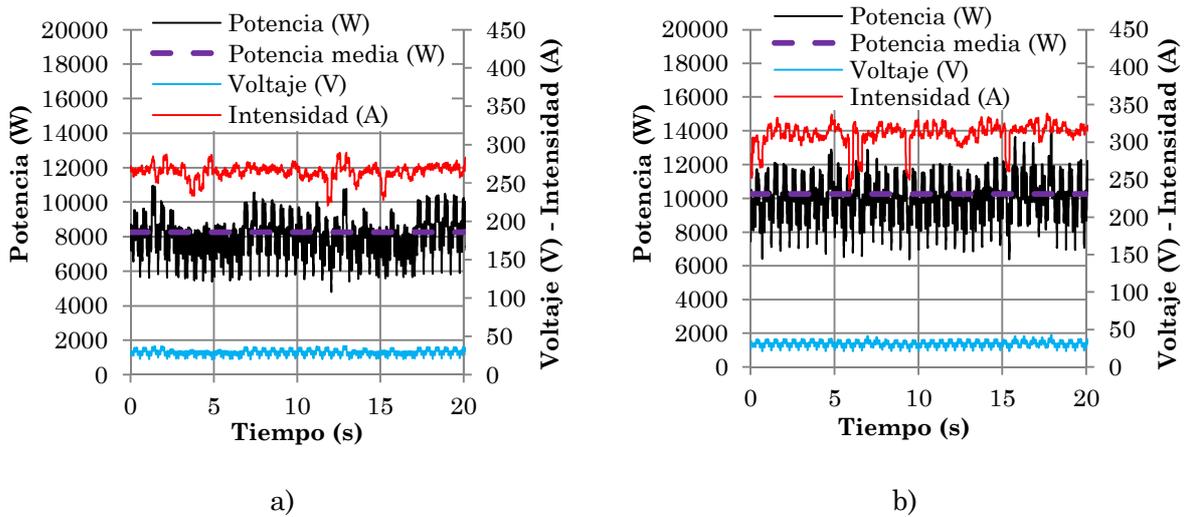


Figura 2.42. Ejemplo de la medición de los parámetros eléctricos de la soldadura en T: a) primera pasada y b) segunda pasada.

El material de aporte y el gas de protección empleado para realizar la soldadura en T ha sido el mismo que para el proceso de soldadura a tope, el denominado PRAXAIR M-86 con diámetro de 1,2 mm y el gas Stargon 82, con 8% de  $\text{CO}_2$ .

La medición del patrón de temperaturas, como en el caso de la soldadura a tope se ha realizado utilizando tanto termopares del tipo N y la cámara termográfica. Los termopares, se han empleado para la medición puntual de la temperatura y han sido posicionados estratégicamente, repartidos en toda la chapa vertical con el objetivo de obtener el valor de la temperatura en la mayor parte de la superficie de la chapa (Figura 2.43). Como en el caso de la soldadura a tope, para medir adecuadamente la temperatura mediante la cámara termográfica, las placas a soldar se han pintado con una pintura negra resistente a altas temperaturas.

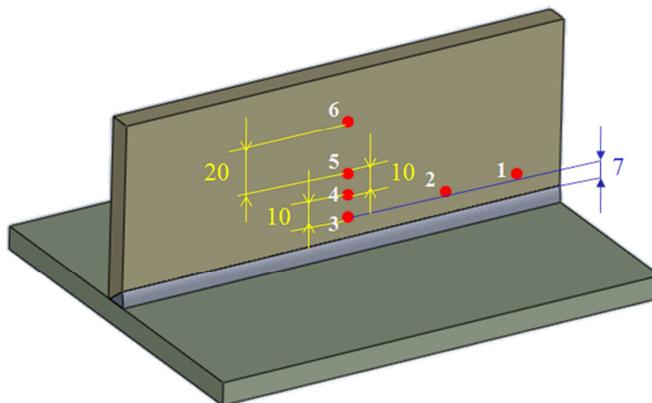


Figura 2.43. Posicionamiento de los termopares en la soldadura en T.

En cuanto a la validación del campo mecánico de la soldadura en T, no se ha podido realizar una correcta medición experimental de las TR por *hole-drilling*, debido a la inaccesibilidad del cabezal de la fresadora a la zona de interés. Por lo tanto, para realizar la verificación del campo mecánico se ha realizado una comparación entre la distorsión obtenida experimentalmente y numéricamente para el extremo de la placa base. Las distorsiones sufridas por el material y las tensiones residuales están relacionadas entre ellas, ya que los dos fenómenos ocurren por los mismos mecanismos, por lo que se supone que la comparación de la distorsiones es una buena aproximación para verificar el campo mecánico.

### 2.6.3 Resultados y discusión

Como se ha mencionado anteriormente, en este caso se han impuesto los parámetros del proceso de soldadura habituales en la industria de la máquina-herramienta, por lo que se realiza una comparación entre las secciones calculadas teóricamente y las medidas experimentalmente (Tabla 2.8). En la Figura 2.44 se puede observar la sección transversal del cordón de soldadura para cada pasada.

Tabla 2.8. Comparación entre los valores de la sección calculadas teóricamente y experimentalmente para cada pasada de la unión en T.

		Sección (mm <sup>2</sup> )	
		Probeta 1	Probeta 2
Teórico	Pasada 1	20,81	20,81
	Pasada 2	32,64	32,64
Experimental	Pasada 1	22,27	22,33
	Pasada 2	36,15	34,22

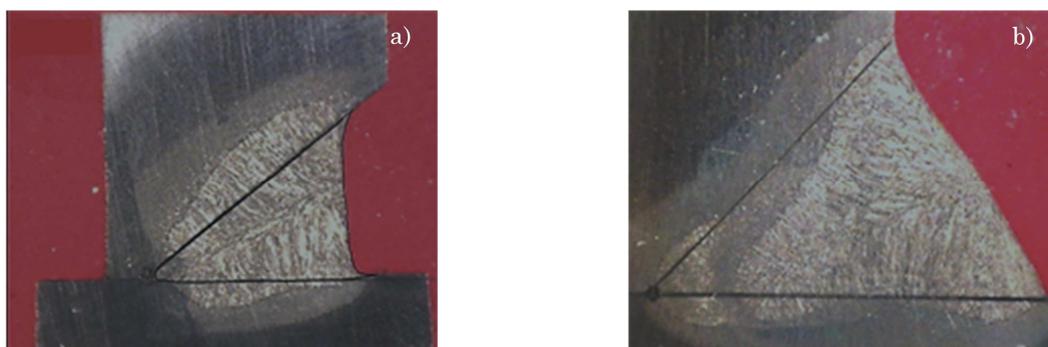


Figura 2.44. Secciones transversales de la unión en T para a) primera pasada y b) segunda pasada.

Analizando los resultados obtenidos, se puede observar que el error medio realizado para la primera pasada es de un 7% y de un 8% para la segunda pasada, respectivamente. Como se puede observar en la Figura 2.44, la correcta estimación de la sección transversal para cada pasada es muy complicada, ya que es difícil determinar donde se posiciona el límite entre la primera y la segunda pasada, además de la dificultad para diferenciar entre el material de aporte y el material de base. Considerando el error medio máximo (8%) en la predicción de la sección transversal para la segunda pasada, se ha validado el procedimiento analítico para predecir la sección transversal de cada pasada de las soldaduras multipasada MIG por transferencia spray.

La Figura 2.45 muestra la comparación de la evolución de la temperatura para la posición del termopar 3 entre la medición experimental para diferentes ensayos y la calculada numéricamente con una eficiencia de 0,8%. Como se observa, en general, la evolución de la temperatura obtenida numéricamente muestra una tendencia similar a las curvas obtenidas experimentalmente para los diferentes ensayos. Cabe destacar que en las mediciones experimentales realizadas con la cámara termográfica, como en el caso de las soldaduras a tope, existen unos rangos de tiempo en la zona cercana al pico de temperatura donde la medición térmica de la cámara no es real, ya que el paso del soldador obstruye la visión de dicha cámara. Además, en el caso de la soldadura en T, en la mayoría del tiempo de ensayo, la temperatura no sobrepasa los 375°C, ya que los termopares están puestos a una mayor distancia que para el caso de la soldadura a tope, debido a que la soldadura se ha realizado a 45°. Por lo tanto, se ha decidido montar la cámara con la lente para medir bajas temperaturas. Debido a esto, el pico de temperatura en la segunda pasada no se ha medido adecuadamente.

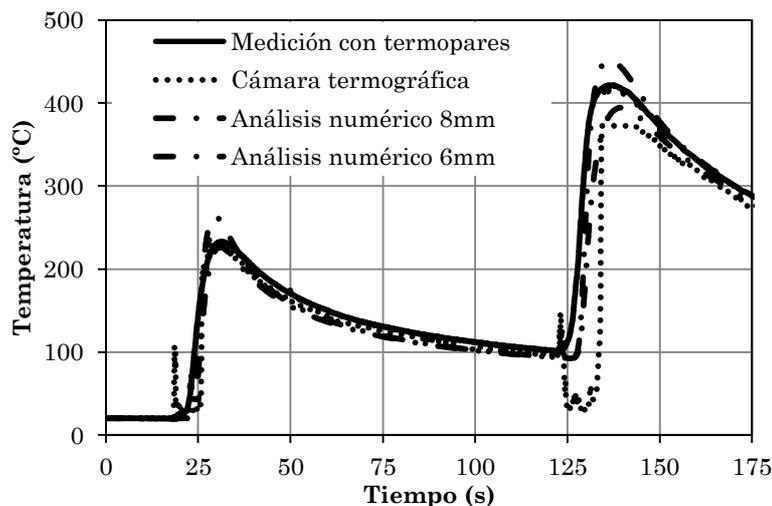


Figura 2.45. Comparativa del campo térmico para los resultados experimentales y numéricos para el caso de la soldadura en T.

Considerando la baja desviación en la predicción de la evolución de la temperatura a lo largo de las dos pasadas, se ha validado el procedimiento numérico para predecir la evolución del patrón de temperaturas para todo tipo de soldaduras multipasada MIG por transferencia spray.

Por último, con el fin de cumplir la validación del modelo numérico propuesto para todo tipo de soldaduras multipasada MIG por transferencia spray, se ha verificado el campo mecánico, comparando la distorsión obtenida numéricamente y la medida experimentalmente. En la Figura 2.46 se puede observar la distorsión obtenida mediante el análisis numérico del proceso de soldadura en T.

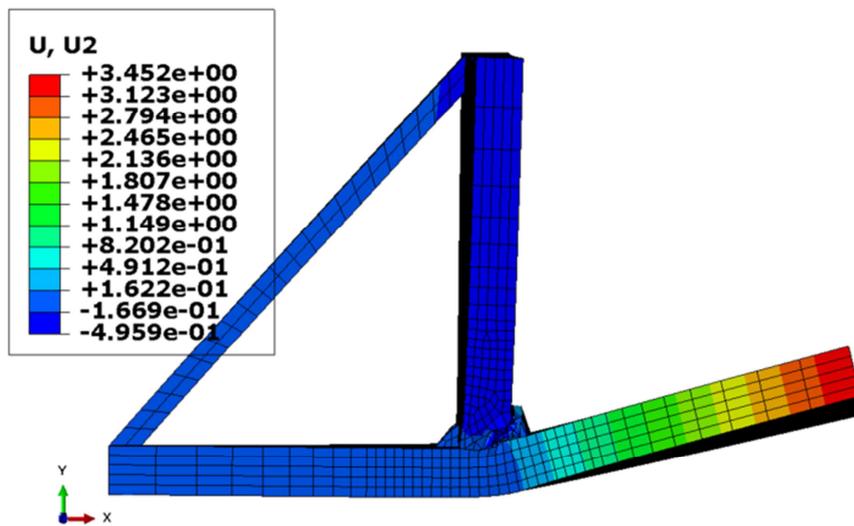


Figura 2.46. Desplazamiento vertical del extremo libre obtenido mediante el cálculo numérico para el caso de la unión soldada en T

La distorsión medida experimentalmente en varias uniones soldadas en T varía en el rango de 2,4 mm y 4,1 mm. Por otro lado, el valor de la distorsión obtenida numéricamente es de un 3,45 mm en el extremo de la placa base. Analizando los resultados obtenidos en la predicción de las distorsiones obtenidas en el proceso de soldadura se observa que la distorsión obtenida numéricamente está dentro del rango experimental, por lo tanto se ha validado el procedimiento numérico para predecir el valor de las TR en soldaduras multipasada MIG por transferencia spray.

## 2.7 Conclusiones

En conclusión, en la revisión bibliográfica se ha observado que uno de los principales problemas de las estructuras soldadas es la generación de las tensiones residuales que tienen un impacto directo en el comportamiento a fatiga del componente sometido a fatiga de altos ciclos. En la actualidad, la medición experimental de dichas tensiones, además de costosa no es precisa, por lo que se debe complementar con simulaciones numéricas.

En principio este procedimiento se ha desarrollado para soldaduras por arco eléctrico con protección de gas inerte (MIG) y transferencia por spray pero se puede extrapolar a otros tipos de soldadura. Dicho procedimiento está basado en la física del proceso para la transferencia por spray y la principal ventaja es que a priori no requiere ningún ensayo experimental para definir los parámetros anteriores.

En este trabajo, con el fin de predecir la evolución de la temperatura y el patrón de las TR en soldaduras multipasada por transferencia spray para todo tipo de soldaduras, se ha propuesto y validado un procedimiento analítico para calcular los parámetros clave de la soldadura. El procedimiento propuesto puede ser extendido a otros procesos de soldadura por arco eléctrico con protección de gas. Además, este procedimiento permite realizar la simulación del proceso de soldadura sin la necesidad de ningún ensayo experimental para definir los parámetros de entrada para realizar el modelo numérico, una vez que se haya definido la eficiencia de la máquina de soldar. Para fines generales, se pueden emplear valores de eficiencia entre 0,66 y 0,85 según otros autores [1].

A partir de los resultados obtenidos en este trabajo, se ha demostrado que en el modelo sugerido no es necesario disponer de ningún dato experimental. De esta manera, el procedimiento alcanza un compromiso entre la precisión en el patrón de temperaturas, con un error medio del 9,16%, y la predicción de las TR, con un error medio de 42 MPa y la simplicidad para definir los parámetros de entrada del modelo como el coste computacional requerido. Por lo tanto, el autor considera que el procedimiento propuesto es una herramienta muy efectiva para modelar todo tipo de soldaduras multipasada con transferencia spray. El método de modelado sugerido se puede usar para optimizar el proceso de soldadura para minimizar el campo de las tensiones residuales y consecuentemente, aumentar la vida a fatiga.



### 3 ANÁLISIS DE FATIGA PARA UNIONES SOLDADAS MULTIPASADA CONSIDERANDO LAS TENSIONES RESIDUALES

#### 3.1 Introducción

La fatiga según ASTM E647-00 [101], *es el proceso de cambio estructural permanente, progresivo y localizado que ocurre en un material sometido a tensiones y deformaciones variables en algún punto o puntos y que produce grietas o la fractura completa tras un número de fluctuaciones suficiente*. El fenómeno de la fatiga es muy complejo y a pesar de que se haya estudiado extensamente a lo largo de los últimos 150 años desarrollando tanto técnicas experimentales como modelos de predicción, todavía en la actualidad no existen modelos que permitan predecir la vida de los componentes con absoluta fiabilidad. Se estima que en torno al 90% de las roturas mecánicas son consecuencia del fenómeno de fatiga [102], pudiendo generar un coste de aproximadamente el 4% del PIB de Europa y EEUU [103].

La vida a fatiga se puede dividir en los periodos de iniciación, propagación y la rotura final [104].

- *Periodo de iniciación* la grieta de fatiga, generalmente, suele iniciarse en la superficie del metal, puesto que existen menores restricciones en el plano de deslizamiento. Este proceso se explica como un mecanismo de bandas de deslizamiento a nivel microscópico dirigido por la dirección de la máxima tensión de cizalladura. Los planos de deslizamiento no son reversibles, debido a que en la mayoría de los componentes se genera una capa de óxido y por el efecto de endurecimiento por deformación cíclica. En el proceso cíclico, sucede la cedencia de los planos vecinos por deslizamientos en la dirección opuesta (Figura 3.1), generando sobre la superficie del metal extrusiones e intrusiones (microestrías), que actúan como microfisuras y a partir de estas comenzará el crecimiento del frente de la fisura. Esta etapa se completa cuando la microgrieta es tan larga que ya su crecimiento no depende de las condiciones superficiales del material [104, 105].

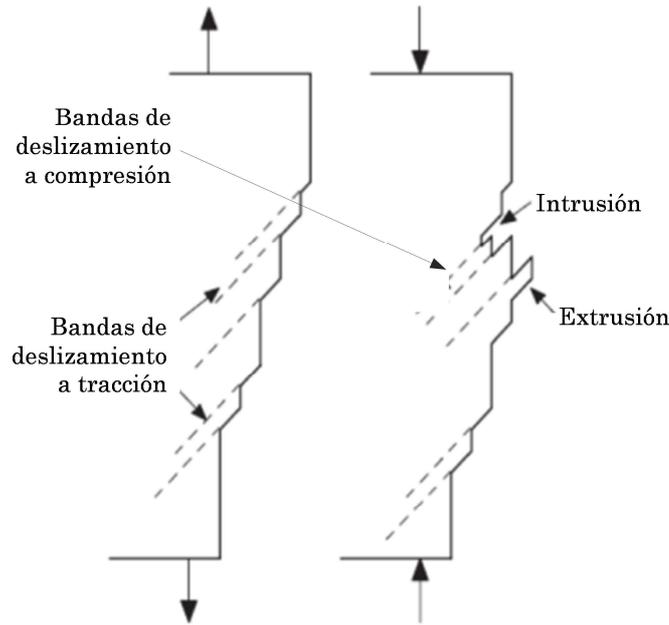


Figura 3.1. Esquema de los micromecanismos que originan a la nucleación de la grieta (adaptado de [104]).

- Propagación de la grieta* cuando microgrietas generadas sobrepasen el tamaño de varios granos, se genera una distribución de tensiones inhomogénea con una concentración de microtensiones en la punta de las microgrietas. Por esto, se pueden activar más de un sistema de deslizamiento. Al principio, la grieta crece a través de las bandas de deslizamiento, pero debido a que con el crecimiento aumentan las restricciones por los granos vecinos, la microgrieta se desvía de la orientación inicial, creciendo perpendicular a la dirección de carga (Figura 3.2). La velocidad de crecimiento de la grieta por ciclo, disminuye cada vez que se alcanza un límite de grano diferente [105].

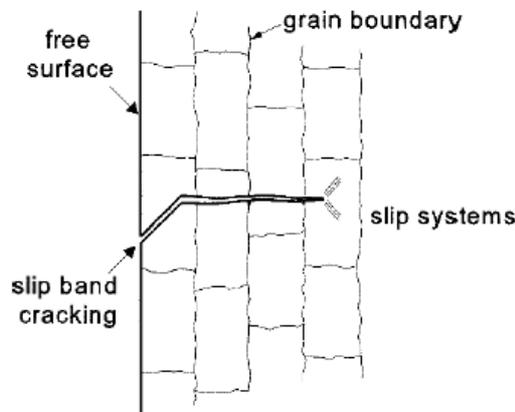


Figura 3.2. Etapa de iniciación y propagación de la grieta [105].

- Rotura final la rotura final ocurre cuando la fisura alcanza un tamaño tal que el ligamento de material restante no es suficiente para resistir el pico de carga de un ciclo, por lo que se llega a una rotura brusca (frágil) o una rotura dúctil [104].

Por otro lado, se puede realizar una clasificación en función de los ciclos alcanzados hasta la rotura de la muestra [106]:

- Fatiga de bajos ciclos (LCF,  $N_f \leq 10^4$ - $10^5$  ciclos) en este rango de ciclos, la tensión de ensayo es cercana límite elástico, y por consiguiente la relación entre la amplitud o la variación tensional no es lineal. Esta falta de linealidad es debido al desarrollo de procesos elastoplásticos en la muestra.
- Fatiga de altos ciclos (HCF,  $10^5 < N_f < 10^7$  ciclos) en este caso, durante el ensayo no se alcanzan tensiones superiores al límite elástico del material, por lo que la muestra está en un régimen elástico. Por lo tanto, la relación entre la amplitud o la variación tensional es lineal.
- Fatiga de muy altos ciclos (VHCF,  $N_f > 10^7$  ciclos) para este rango de vida, generalmente, debido a que las cargas son insuficientes como para generar las bandas de deslizamiento, la fractura empieza desde los defectos internos [106], como se muestra en la Figura 3.3 a) [107]. Además, en función del tipo de material existen diferentes tipos de curvas S-N para este rango de fatiga (Figura 3.3 b)) [106]. Existen diferentes modelos para analizar la fatiga de muy altos ciclos [107-111].

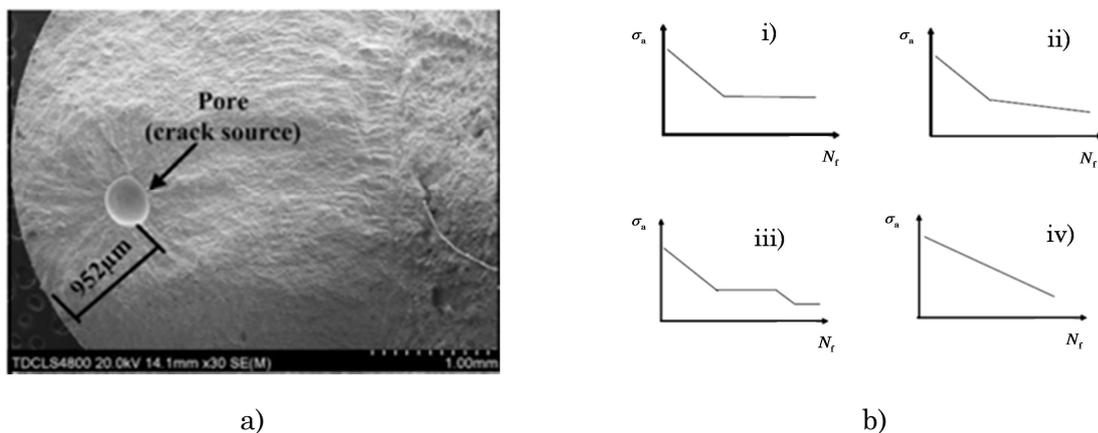


Figura 3.3. a) Origen de la grieta de fatiga en el rango superior a  $10^7$  ciclos [107] y b) Curvas S-N para diferentes materiales: i) acero de baja resistencia Ck15,  $R=-1$  [112], ii) aleación de aluminio EN AW 6082,  $R=0$ , fallo subsuperficial a  $N_f > 7 \times 10^6$  [113], iii) acero de alta resistencia SUJ2,  $R=-1$  [114] y iv) acero de alta resistencia 100CR6,  $R=-1$  [115].

Dependiendo del régimen de ciclos, existen diferentes enfoques a la hora de analizar la vida a fatiga.

### 3.1.1 Enfoque de tensión-vida (S-N)

Este método es apropiado para el cálculo de elementos mecánicos y estructurales y se emplea para el régimen de HCF, ya que la muestra está en el régimen elástico. En este enfoque, no se diferencia entre el periodo de iniciación y propagación de la grieta, por lo que la muestra se ensaya hasta la rotura. Los resultados de los ensayos a fatiga se grafican bajo coordenadas semi-logarítmicas o bi-logarítmicas, como muestra la Figura 3.4. En el eje vertical se posiciona el valor de la tensión  $\sigma$  y en el eje horizontal se ubica el valor de los ciclos hasta la rotura  $N_f$  [116].

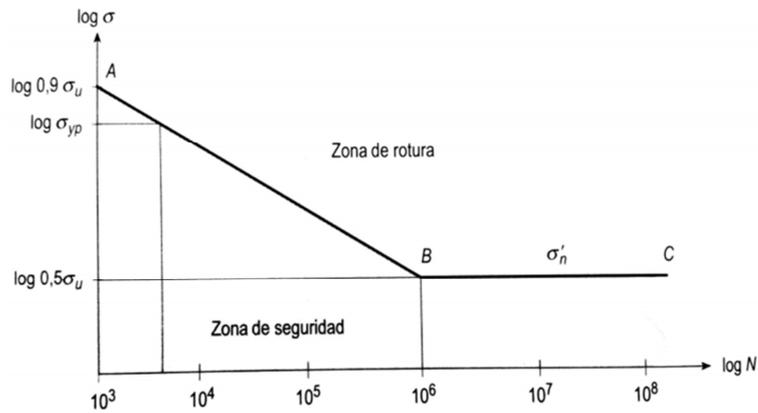


Figura 3.4. Ejemplo de una curva S-N [117].

En el caso de que la curva S-N se defina mediante una curva semi-logarítmica, la resistencia a la fatiga del componente se calcula mediante la siguiente ecuación:

$$\sigma_a = C_2 + D \log N_f \tag{3.1}$$

Donde  $C_2$  y  $D$  son constantes que se obtienen a partir de ensayos experimentales.

Por el contrario si la curva S-N se grafica en una escala bi-logarítmica la resistencia a la fatiga se calcula mediante la ecuación de Basquin [118]:

$$\sigma_a = \sigma'_f (N_f)^b \tag{3.2}$$

Donde  $\sigma'_f$  y  $b$  se obtienen a partir de los ensayos experimentales.

La Figura 3.5 muestra un ejemplo de cargas de fatiga, en el que la tensión aplicada varía entre la tensión máxima y mínima siguiendo una onda senoidal y con tensión media nula. Esta figura permite definir los términos que permiten describir las cargas de fatiga:

Tensión máxima: $\sigma_{\max}$	Tensión alterna: $\sigma_a = \frac{\sigma_{\max} - \sigma_{\min}}{2}$
Tensión mínima: $\sigma_{\min}$	Rango de tensión: $\Delta\sigma = \sigma_{\max} - \sigma_{\min}$
Tensión media: $\sigma_m = \frac{\sigma_{\max} + \sigma_{\min}}{2}$	Ratio de tensión: $R = \frac{\sigma_{\min}}{\sigma_{\max}}$

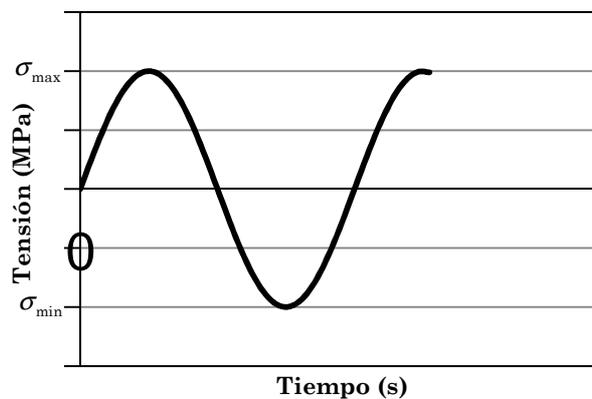


Figura 3.5. Ejemplo de cargas variables para definir los parámetros empleados en la fatiga (adaptado de [104]).

### 3.1.2 Enfoque de deformación-vida ( $\epsilon$ -N)

Este enfoque se emplea para calcular la vida a fatiga de los componentes en el régimen de LCF, por lo que este método se basa en las deformaciones plásticas locales. En el caso de que el componente trabaje con una tensión mayor que el límite elástico, resulta complicado medir las tensiones de forma adecuada, sin embargo las deformaciones se pueden estimar o medir adecuadamente. Este método es más complicado de aplicar que el método de la tensión-vida y como en el caso del enfoque de tensión-vida se debe de realizar un gran número de ensayos para definir adecuadamente la curva  $\epsilon$ -N. Para el caso de LCF, la cuantificación de la sollicitación externa se realiza a través de la variación de deformación plástica,  $\Delta\epsilon^p$ , de esta forma se vuelve a obtener una relación lineal denominada Ley de Coffin-Manson [104]:

$$\Delta\epsilon^p \cdot N_f^{c_p} = C_2 \tag{3.3}$$

Donde  $C_2$  y  $c_p$  se obtiene a partir de los ensayos experimentales

Además el enfoque  $\epsilon$ -N permite obtener una expresión que englobe todo el rango de vidas de fatiga, es decir, el rango de LCF y HCF. Para ello, es necesario tener en cuenta la deformación total, como la suma de la deformación plástica y elástica, por lo tanto la curva de  $\epsilon$ -N se define a partir de las dos líneas rectas definidas para los dos componentes anteriores. Generalmente, la curva  $\epsilon$ -N se grafica sobre ejes bi-logarítmicos (Figura 3.6), donde  $\epsilon_a$  es la amplitud de la deformación. En este caso la vida a fatiga se puede obtener de la siguiente manera [102]:

$$\frac{\Delta\epsilon}{2} = \epsilon_a = \frac{\Delta\epsilon^e}{2} + \frac{\Delta\epsilon^p}{2} = \frac{\sigma_f'}{E}(N_f)^b + \epsilon_f'(N_f)^c \tag{3.4}$$

Donde  $\Delta\epsilon^e/2 = \Delta\sigma/2E = \sigma_a/E$  es la amplitud de la deformación elástica,  $\Delta\epsilon^p/2 = \Delta\epsilon/2 - \Delta\epsilon^e/2$  es la amplitud de la deformación plástica,  $\epsilon_f'$  y  $c$  son el coeficiente y el exponente de la ductilidad a fatiga respectivamente,  $\sigma_f'$  y  $b$  son el coeficiente y exponente de la resistencia a fatiga respectivamente y  $E$  es el modulo elástico [102].

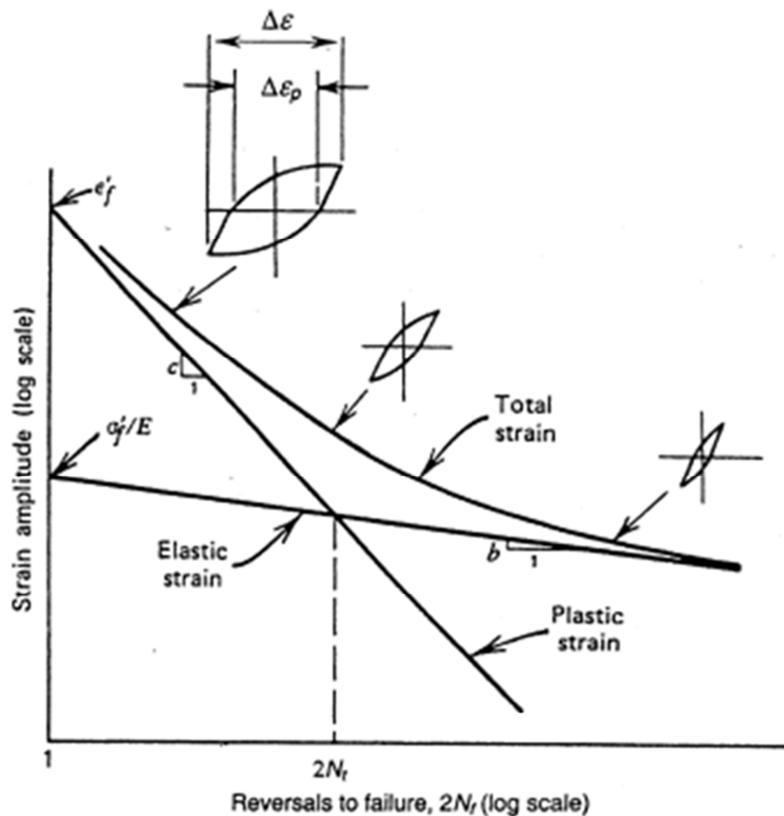


Figura 3.6. Ejemplo de un diagrama típico de  $\epsilon$ -N [102].

### 3.1.3 Enfoque del crecimiento de la grieta

El modelo de crecimiento de grieta requiere el uso de la mecánica de la fractura e integrar la ecuación de la velocidad de crecimiento de la grieta para poder obtener el número de ciclos hasta la rotura. Además, este modelo supone que desde el inicio existe una grieta, por lo que solo es válido para la fase de la propagación de la grieta.

En la Figura 3.7 se puede observar un ejemplo representativo de diagrama bi-logarítmico  $da/dN - \Delta K_t$ , donde  $da/dN$  es la velocidad de crecimiento de la grieta y  $\Delta K_t$  es el rango del factor de intensidad de la tensión aplicada [119].

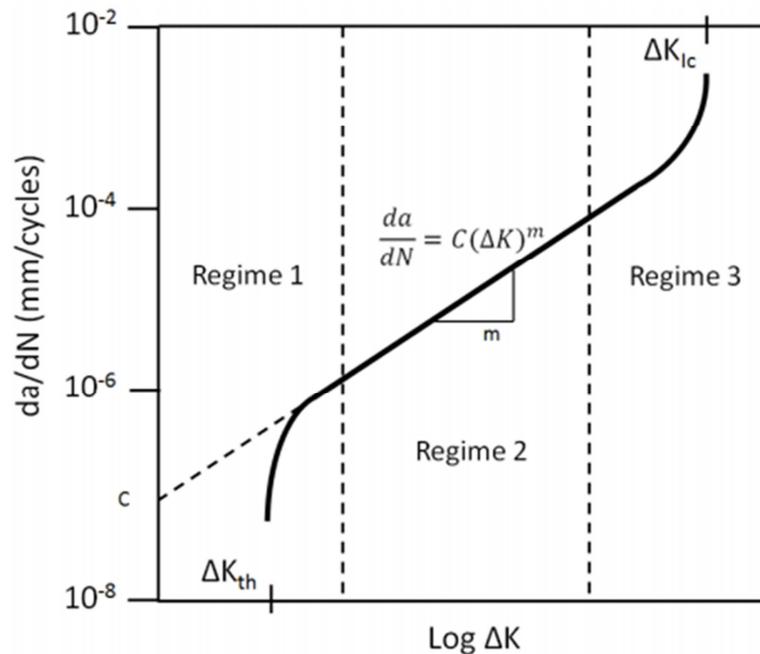


Figura 3.7. Ejemplo representativo de un diagrama  $da/dN - \Delta K$  [119].

La Figura 3.7 tiene una forma sigmoideal que se puede dividir en tres regiones [116]:

- **Región I** Esta región está relacionada con los procesos de fractura no continuas, donde el incremento de la grieta por fatiga es menor que  $10^{-6}$  mm/ciclo y la velocidad de crecimiento de la grieta aumenta rápidamente. Existe un valor umbral,  $\Delta K_{th}$ , por debajo del cual no se da el crecimiento de la grieta.
- **Región II** En esta región la variación es esencialmente lineal y se puede ajustar con bastante precisión con la ley de Paris [120]. Sin embargo, esta ley no tiene en cuenta el efecto de la tensión media y por lo tanto no se ajusta adecuadamente en los extremos de las curvas.

- Región III En esta zona la velocidad de crecimiento aumenta rápidamente causando la fractura total del componente, que se da cuando el rango del factor de intensidad alcanza el valor crítico,  $\Delta K_c$ . Esta región carece de interés, ya que la grieta crece rápidamente y la pieza rompe con muy pocos ciclos.

### 3.1.4 Tensiones proporcionales y no proporcionales

Generalmente, en la realidad los componentes están sometidos a más de una sollicitación, por lo tanto están sometidos a fatiga multiaxial. Consecuentemente, el estado de tensiones en la punta de la grieta también será multiaxial. En la fatiga multiaxial podemos distinguir dos casos:

- Carga proporcional Un estado de tensiones multiaxial es proporcional cuando las tensiones principales se mantienen proporcionales entre sí en todo instante, por lo que se mantiene  $\sigma_2(t)/\sigma_1(t) = \lambda_1$  y  $\sigma_3(t)/\sigma_1(t) = \lambda_2$ . Otra forma de definir los estados de tensiones proporcionales es como aquellos en los que las direcciones principales no varían con el tiempo (Figura 3.8 a)).
- Carga no-proporcional Este tipo de cargas se da cuando varía la orientación de las tensiones principales (Figura 3.8 b)).

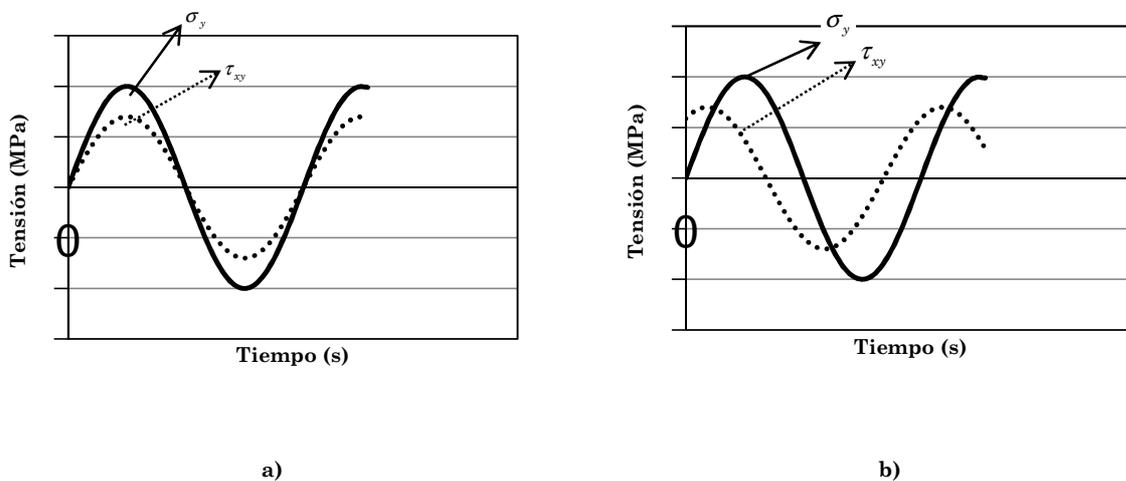


Figura 3.8. Ejemplos de a) cargas proporcionales y b) cargas no-proporcionales.

### 3.2 Fatiga en uniones soldadas

Las uniones soldadas presentan ciertas particularidades a la hora de estudiar el fenómeno de la fatiga. Normalmente, la resistencia a fatiga de las uniones soldadas es mucho menor que la resistencia a fatiga del material base, ya que existen otras variables como las TR, efectos de concentraciones de tensión, áreas con diferentes propiedades mecánicas o geometría inhomogénea de la unión soldada (Figura 3.9) [13].

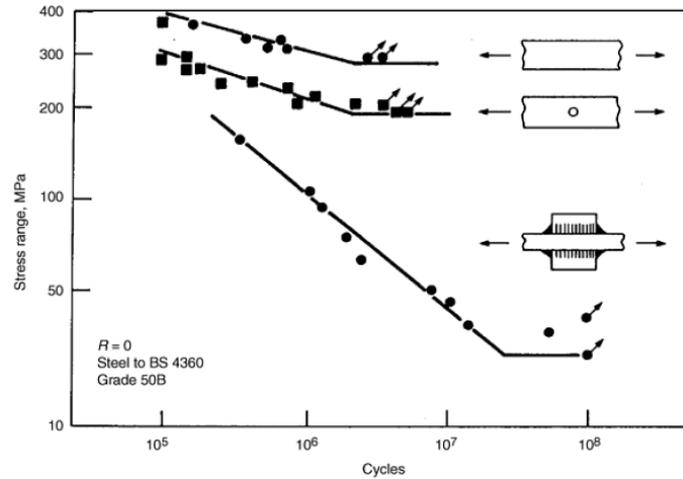


Figura 3.9. Comparación del comportamiento a fatiga de estructuras soldadas y sin soldar [13].

#### 3.2.1 Predicción de vida a fatiga de las uniones soldadas

En las uniones soldadas, el sobrellenado de material puede actuar como un concentrador de tensión en el pie de soldadura, por esto, la unión soldada se puede asemejar a una muestra con entalla (Figura 3.10) [121].

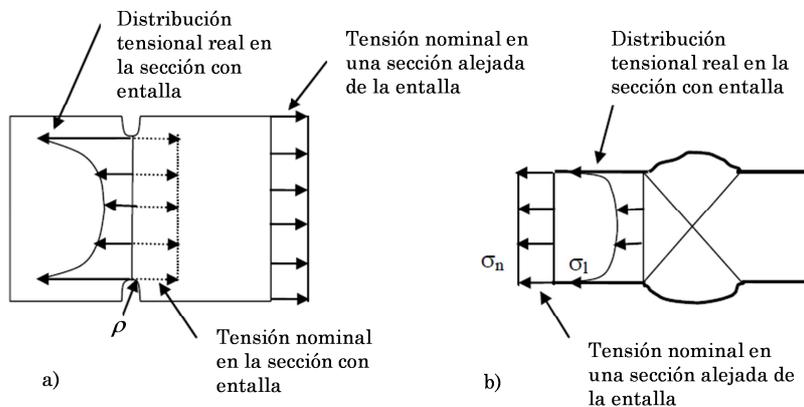


Figura 3.10. Concentración de tensiones en entallas para a) placa con entallas y b) soldadura a tope [121].

En la Figura 3.11 se pueden observar las variantes básicas más importantes de los enfoques locales y globales para predecir la vida a fatiga del componente soldado. En dicha clasificación, los enfoques colocados en el extremo derecho tienen una mayor precisión, pero por el contrario, la información requerida para aplicar dichos enfoques es más precisa, por lo que son más difíciles de aplicar (Figura 3.12) [122-124]. Como se ha visto en el capítulo anterior, la correcta estimación del patrón de las TR en estructuras soldadas es muy compleja [15, 19]. Asimismo, existen ciertas limitaciones para la precisa medición experimental de las tensiones residuales ya que los métodos no son totalmente fiables [18, 20, 22]. Por consiguiente, la mayoría de los enfoques actuales para predecir la vida a fatiga de las uniones soldadas no consideran el valor real de las TR.

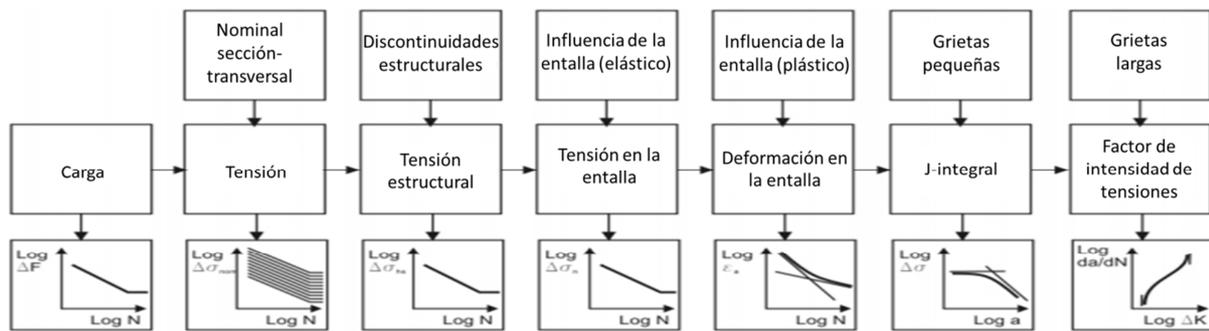


Figura 3.11. Enfoques para el cálculo de vida a fatiga de un componente soldado [122].

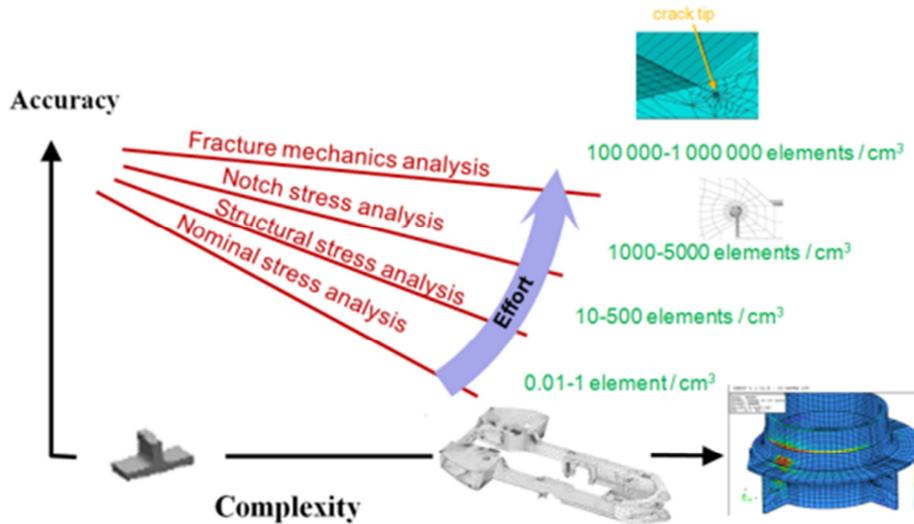


Figura 3.12. Relación entre la precisión, la complejidad y el esfuerzo que suponen los diferentes métodos para predecir la vida a fatiga de las uniones soldadas [124].

Método de la tensión nominal

El enfoque de la tensión nominal es el método más empleado y simple para calcular la vida a fatiga de las uniones soldadas [125]. La tensión nominal se define como la tensión principal en la pieza a una distancia del cordón de soldadura, sin tener en cuenta ningún incremento de tensión debido a detalles estructurales o soldaduras y asumiendo un comportamiento elástico [121, 126].

Toda la información correspondiente a la distribución de la tensión nominal en la zona donde se espera el fallo se incluye en la curva S-N. Por esta razón, cada curva S-N en el método de la tensión nominal está conectada a una geometría y configuración de carga concreta. Existen diferentes curvas S-N para cada caso (Figura 3.13), donde cada número de la curva de diseño corresponde a la resistencia a fatiga para 2 millones de ciclos. Además, dichas curvas se obtienen mediante ensayos experimentales para una confiabilidad del 97,7% [127].

Este método está implementado en numerosas normativas, como son:

- *International Institute of Welding (IIW)* [126].
- *British Standard 54000 (BS)* [128].
- *Offshore installation: Guidance and design construction and certification (DoE)* [129].
- *Eurocódigo 3* [130].
- *Det Norske Veritas (DNV)* [131].

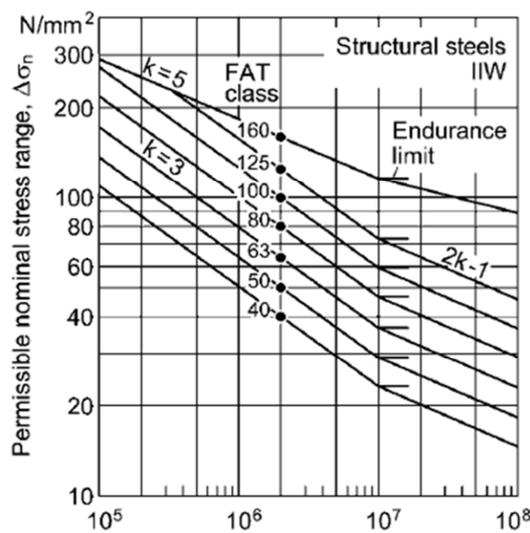


Figura 3.13. Algunos tipos de curvas de diseño para los diferentes tipos de soldadura de acero [122].

*Método de la tensión estructural*

El enfoque de la tensión estructural se ha desarrollado para obtener la vida a fatiga de las uniones soldadas en los casos donde no se puede definir adecuadamente la tensión nominal y para reducir el número de curvas S-N. Este método solo es válido para el caso donde el fallo a fatiga empieza por el pie de soldadura. A continuación se analizarán diferentes métodos para predecir la vida a fatiga basándose en el enfoque de la tensión estructural.

- Método de la tensión estructural en el punto caliente:

En este enfoque, la resistencia a fatiga de cualquier detalle estructural se calcula mediante extrapolación de los valores reales de la curva tensión elástico-lineal en ciertos puntos de interés en la superficie de la probeta (Figura 3.14) [23]. Asimismo, este método tiene en cuenta todos los efectos estructurales del detalle [126].

El valor de la tensión en los puntos de interés para obtener mediante extrapolación el valor de la tensión estructural, se puede obtener mediante mediciones experimentales o por simulaciones numéricas. Existen diferentes funciones de extrapolación para una aplicación dada, según el tipo del punto caliente (“a” o “b”) y el tamaño de mallado elegido. En función de la ecuación determinada para cada caso de estudio, se debe de definir el valor de la tensión en diferentes puntos para obtener el valor de la tensión estructural en el punto caliente [126].

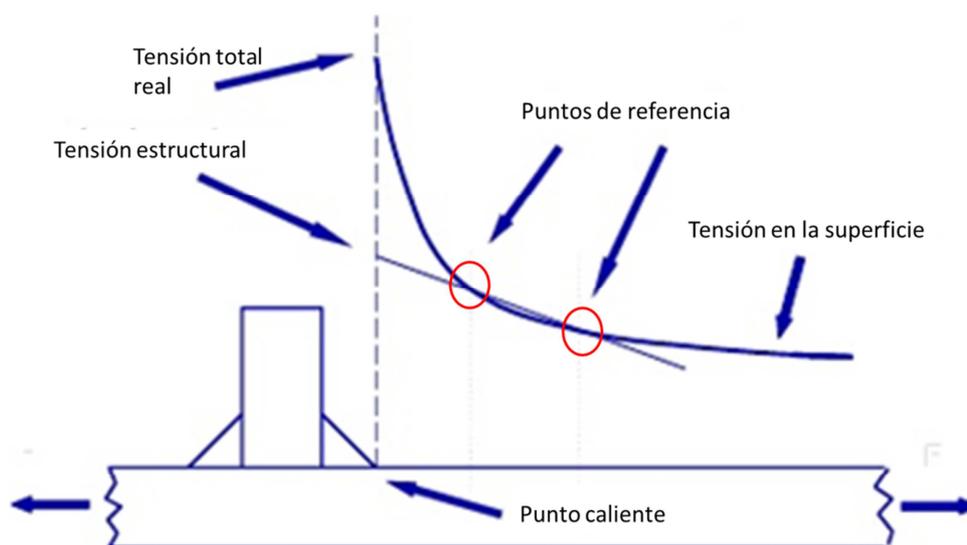


Figura 3.14. Tensión estructural en el punto caliente (adaptado de [126]).

Para obtener la vida a fatiga del componente soldado, existen menos curvas S-N que para el enfoque de la tensión nominal, ya que con una curva S-N se abarcan más configuraciones de soldadura. Por ejemplo, con una curva S-N (FAT 100) se calculan todas las soldaduras a tope [126].

- Método de la tensión estructural según Dong:

Dong *et al.* [132] propusieron un procedimiento para el cálculo de la tensión estructural, que se considera relativamente insensible a las características del mallado (tamaño del elemento y tipo de elemento), en el área correspondiente al pie de soldadura y requiere una única curva para la evaluación de la resistencia a la fatiga [133]. Este método se basa en la linealización de la tensión a través del espesor de la placa en el lugar de interés. A través de dicha linealización se obtienen la tensión de flexión ( $\sigma_b$ ) y la tensión de la membrana ( $\sigma_{mm}$ ) y mediante la suma de las dos anteriores se obtiene la tensión estructural ( $\Delta\sigma_s = \Delta\sigma_b + \Delta\sigma_{mm}$ ). Esta técnica supone que la diferencia en la vida a fatiga de los diferentes tipos de unión es debida a las diferencias en el valor de la concentración de tensiones.

Este enfoque tiene en cuenta el efecto del espesor, el parámetro de carga, las condiciones de carga y los criterios de fallo  $I_D(r)$ . Para ello, este método hace uso de la mecánica de la fractura a lo largo del recorrido de la grieta [134].

Cabe destacar que este procedimiento ha sido verificado teniendo en cuenta lo siguiente [132]:

1. Material: el límite elástico del acero varía entre 180 y 600 MPa.
2. El espesor de la placa varía entre 2 y 100 mm.
3. Diferentes tipos de unión.
4. Condiciones de carga: tracción, flexión y mezcla de varias condiciones.

La predicción de la vida a fatiga se realiza a través de la curva maestra S-N [132], usando el parámetro de tensión estructural equivalente  $\Delta S_S$ , a partir del rango de la tensión estructural  $\Delta\sigma_s$ , ecuación 3.5:

$$\Delta S_S = \frac{\Delta\sigma_s}{t^{2m} \cdot I_D(r)^{\frac{1}{m}}} \quad 3.5$$

Donde  $t$  es el espesor de la placa, el exponente  $m$  se define a partir de la ley de propagación de la grieta de Paris ( $m=3,6$  según [132]) y la integral  $I_D(r)$  depende del ratio de  $r$ . Para ensayos realizados por control por carga, el valor de  $I_D(r)$  se calcula mediante la ecuación 3.6:

$$I_D(r) = 0,294(r)^2 + 0,846(r) + 25,815 \quad 3.6$$

Donde,

$$r = \frac{\sigma_b}{\sigma_{mm} + \sigma_b} \quad 3.7$$

Sin embargo, para ensayos realizados por control por deformación, el valor de  $I(r)$  se calcula mediante la ecuación 3.8:

$$I_D(r) = 12,64(r)^3 - 8,5153(r)^2 + 1,7653(r) + 5,0484 \quad 3.8$$

La predicción de vida a fatiga según este método se realiza mediante la siguiente ecuación:

$$\log N = B \log(\Delta S_s) + A \quad 3.9$$

Donde  $N$  es el número de ciclos y los coeficientes  $A$  y  $B$  se obtienen por regresión de los datos experimentales para diferentes valores de confiabilidad [132].

Dong *et al.* [132] compararon el modelo basado en la tensión nominal y el modelo basado en la tensión estructural según Dong, y concluyeron que con el método de Dong se obtiene una banda de error de datos más estrecha.

- Método de la tensión estructural según Xiao y Yamada:

Xiao y Yamada [135] propusieron un método para calcular la tensión estructural donde dicha tensión se determina a una profundidad de 1 mm por debajo del pie de soldadura en la dirección correspondiente al camino de la grieta. Xiao y Yamada [135] demostraron que la tensión calculada a 1 mm es un parámetro de carga representativo para la fase de la propagación de la grieta prematura, independientemente del tamaño de la soldadura [134]. Asimismo, la tensión calculada en este punto tiene en cuenta el efecto del espesor y del tamaño de forma adecuadamente [122].

Xiao y Yamada [135] analizaron diferentes ensayos experimentales y determinaron que dichos resultados muestran una dispersión bastante pequeña comparando con el límite inferior de la curva FAT 100.

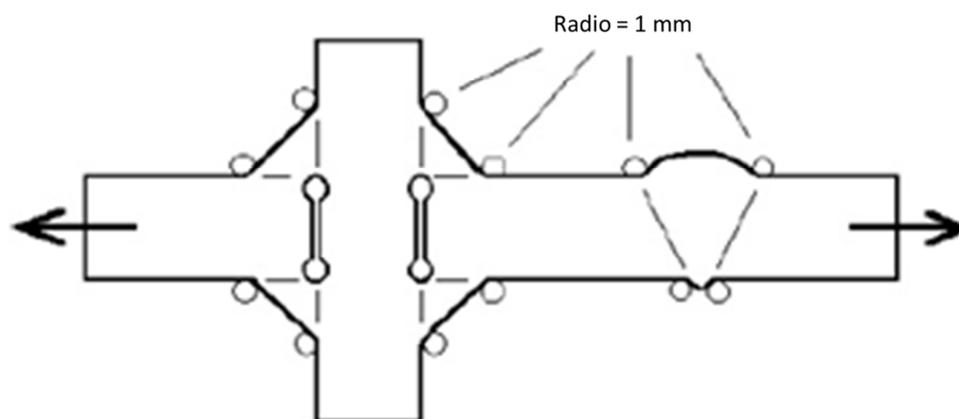
La dispersión obtenida mediante este método es menor que para el enfoque de la tensión estructural según IIW y para el enfoque de la tensión estructural según Dong [134]. Sin embargo, este método solo se ha verificado para el cálculo de vida a fatiga de unas pocas

uniones soldadas, por lo que se debe de verificar para otro tipo de uniones y modos de carga [122].

### *Método de la tensión en la entalla*

La tensión de entalla es la tensión máxima en la raíz o en el pie de la soldadura, obtenido asumiendo un comportamiento elástico lineal del material. Con el fin de que los resultados sean consistentes, se ha verificado que para aceros estructurales, el radio efectivo en la raíz de la muesca debe de ser de 1 mm (Figura 3.15) [126]. Para la evaluación a fatiga, la tensión de entalla se compara con la curva de fatiga clase FAT 225. En caso de que se emplee un tipo de elemento cuadrático el tamaño máximo del elemento para un radio de 1 mm es de 0,25 mm. Por el contrario, si se emplea un tipo de elemento lineal el tamaño máximo del elemento es de 0,15 mm [134]. Por lo tanto, la mayor limitación de este método es el coste computacional debido al tamaño del elemento empleado en la región curvada para realizar la simulación numérica.

El método se limita a la evaluación de las uniones soldadas donde el fallo de fatiga se da en el pie o raíz de la soldadura. Además, dicho enfoque no es aplicable para el caso donde dentro de la matriz de tensiones existe una tensión paralela a la superficie de magnitud importante, y asimismo está limitado para piezas de que tengan espesores mayores que 5 mm [126].



**Figura 3.15.** Redondeo ficticio a realizar en el método de la tensión en la entalla en la punta y la raíz de la soldadura [126].

### Método de la propagación de la grieta

La mecánica de la fractura se emplea para evaluar el comportamiento de la grieta de fatiga. Se puede emplear para calcular el crecimiento de la grieta desde un tamaño inicial  $a_i$  a un tamaño final  $a_f$ , por lo que este método supone que desde el inicio existe una grieta. En las uniones soldadas realizadas con metales estructurales, el periodo de iniciación de la grieta supone una pequeña porción de la vida a fatiga total, por lo que el método es adecuado para la evaluación de la vida a fatiga [126].

El parámetro que describe la acción de la fatiga en la punta de la grieta en términos de la propagación de la grieta es el rango del factor de intensidad de tensiones  $\Delta K$ . Este parámetro se calcula mediante la superposición de los efectos de los componentes de la tensión de membrana y la tensión de flexión de *shell*. Además, mediante un parámetro se tiene en cuenta el efecto de la forma de la grieta y el tamaño. Asimismo, se tiene en cuenta cualquier efecto que incrementa la tensión mediante factores adicionales. El factor de la intensidad de la tensión se puede determinar mediante el método de los elementos finitos o indirectamente utilizando el enfoque de la función de peso [126].

En el caso de que no exista una grieta inicial, es necesario suponer que existe una grieta. Por ejemplo, para las grietas que empiezan por el pie de la soldadura, se recomienda suponer una grieta inicial con profundidad mínima de 0,15 mm y un ratio de aspecto de  $a:2c=0,1$ . Otro enfoque es suponer que el periodo de iniciación de la grieta se define con el método de la tensión en la muesca o deformación en la muesca y utilizar el método de la propagación de la grieta para el correspondiente periodo. En general, el camino de la grieta sigue la condición del modo I puro [122].

### 3.2.2 Predicción de vida a fatiga multiaxial de las uniones soldadas

Todavía a día de hoy, el análisis del comportamiento a fatiga de las uniones soldadas sometidas a tensiones multiaxiales no está totalmente resuelto. Existen diferentes enfoques para tratar el problema anterior para el caso del material base [137-139], pero para el caso concreto de las uniones soldadas, la cantidad de los diferentes enfoques se reduce considerablemente. Estos métodos se basan en obtener una tensión equivalente uniaxial a partir del estado tensional multiaxial. A continuación se realizad un pequeño resumen de los diferentes métodos que existen para hacer frente al problema multiaxial de las uniones soldadas.

*Recomendaciones de las normativas*

En el caso de que exista una combinación de la tensión normal y de cortadura, el estudio de la fatiga debe de considerar el efecto combinada de ambas. En la normativa Eurocódigo 3, existen tres alternativas diferentes [140]:

1. Se puede despreciar el efecto de la tensión de cortadura, si el rango de la tensión nominal de cortadura equivalente es menor que el 15% del rango de la tensión nominal normal.
2. Se puede utilizar el rango de la tensión principal máxima en lugares diferentes a la garganta de la soldadura, para el caso de cargas proporcionales.
3. Para cargas no-proporcionales, los componentes del daño para las tensiones normales y de cortadura deben de ser evaluados separadamente usando la interacción ecuación 3.10 o la regla de Pamgren-Miner ecuación 3.11.

$$\left(\frac{\Delta\sigma_{\text{eq,nom}}}{\Delta\sigma_C}\right)^3 + \left(\frac{\Delta\tau_{\text{eq,nom}}}{\Delta\tau_C}\right)^5 \leq 1 \quad 3.10$$

$$D_\sigma + D_\tau \leq 1 \quad 3.11$$

La normativa IIW define cuatro alternativas para el caso donde se combinan las tensiones normales y de cortadura [126, 140]:

1. Se puede despreciar el efecto del rango de la tensión de cortadura, si el rango de la tensión nominal de cortadura equivalente es menor que el 15% del rango de la tensión nominal normal o la suma del daño del rango de la tensión de cortadura es menor que el 10% de la tensión normal.
2. Se puede utilizar el rango de la tensión principal para el caso de cargas proporcionales o el caso donde el plano de la tensión principal no varía significativamente (<20°).
3. Para cargas no proporcionales, los componentes del daño para las tensiones normales y de cortadura deben de ser evaluados separadamente usando la ecuación 3.10 o la regla de Pamgren-Miner ecuación 3.11. Se recomienda que para ambas ecuaciones la suma no sea mayor que 0,5.
4. Los cálculos de la propagación de grieta mediante la mecánica de la fractura se deben de realizar con el rango de la tensión principal máxima.

*Enfoque del plano crítico*

El enfoque del plano crítico se ha desarrollado a partir del estudio del comportamiento de la grieta para muestras lisas, donde la grieta inicia y propaga en orientaciones preferenciales. Uno de los primeros modelos de fatiga multiaxial basados en el plano crítico fue desarrollado por Findley [141] y se basa en la tensión cortante alterna modificada por la tensión normal en el plano de grieta. Findley [141] sugirió que la tensión normal en el plano de cortadura tiene una influencia lineal en la tensión alterna de cortadura admisible:

$$\frac{\Delta\tau}{2} + k\sigma_n = \frac{\Delta\tau'}{2} = f \quad 3.12$$

Donde la constante  $k$  representa la sensibilidad del material a la tensión normal en el plano de cortadura. Se supone que el fallo ocurre en el plano que tiene el mayor valor de  $\Delta\tau'$  y no necesariamente en el plano donde el valor de la tensión de cortadura sea máximo.

Marquis *et al.* [14214], utilizaron el modelo de Findley con cinco modificaciones para analizar la fatiga de las uniones soldadas:

1. En las uniones soldadas, la mayoría de las grietas se inician a lo largo del pie de la soldadura, en la región donde existe una gran concentración de tensiones e irregularidades geométricas locales. Por lo tanto, el plano de daño crítico se asume que es el plano de cortadura paralelo a la línea del pie de soldadura y los otros planos se desprecian.
2. La tensión normal máxima en el plano de daño se supone que es igual al límite elástico o en el caso de uniones con alivio de tensiones, la tensión normal máxima aplicada en el punto caliente durante la carga. Si la tensión máxima aplicada causa la plastificación en el punto caliente, la tensión normal máxima en el plano de daño se calcula según el límite elástico.
3. Se utiliza el método del punto caliente para estimar la tensión normal a lo largo del pie de la soldadura.
4. Los gradientes de las tensiones de cortadura están altamente localizadas y no se pueden medir adecuadamente mediante el uso de galgas extensométricas. Por lo tanto para obtener el valor de las tensiones de cortadura en el pie de la soldadura se utiliza el método de los elementos finitos.
5. Se supone que la función de daño es lineal en la escala  $\log(N_f)$  vs  $\log(\Delta\tau')$ .

$$\Delta\tau'_{hs} = \Delta\tau_{hs} + 2 \cdot k \cdot \sigma_{n,hs}^{max} = \tau_f^* (N_f)^b \quad 3.13$$

Donde  $\tau_{hs}$  es la tensión de cortadura en el punto caliente y  $\sigma_{n,hs}^{max}$  es la tensión normal máxima definida según la modificación 3,  $k$  representa la sensibilidad del material a la tensión normal en el plano de cortadura,  $\tau_f^*$  es una constante de la curva de la resistencia a fatiga del plano crítico en el punto caliente y  $b$  es la pendiente de la curva tensión deformación [140].

### Enfoque de Carpinteri-Spagnoli (C-S)

Carpinteri *et al.* [143] desarrollaron un criterio de fatiga multiaxial basado en el plano crítico para muestras lisas y con entalla. Estos mismos autores [14414] extendieron el modelo anterior para analizar la vida a fatiga de las uniones soldadas. Las principales etapas criterio de C-S son las siguientes:

1. Primeramente se determinan los ejes de las direcciones principales.
2. La orientación del plano de la grieta inicial (crítico) y el plano de la fractura final están relacionados con las direcciones de los ejes de las direcciones principales. El plano de la grieta inicial se define mediante una expresión empírica (ecuación 3.14), mientras que el plano de la fractura final se supone que es coincidente con la tensión principal máxima  $\sigma_1$ .

$$\delta = \frac{3\pi}{8} \left[ 1 - \left( \frac{\tau_{-1}}{\sigma_{-1}} \right) \right]^2 \quad 3.14$$

Donde  $\tau_{-1}$  es el límite de fatiga para la tensión cortante a R=-1 y  $\sigma_{-1}$  es el límite de fatiga para tensión normal a R=-1.

3. Se calculan el valor medio y el alterno de la tensión normal y el de la cortadura en el plano crítico, mediante el uso del procedimiento propuesto por Papadopoulos [145].
4. Por último, se determina el valor de la tensión uniaxial equivalente mediante una combinación cuadrática de los componentes de la tensión normal y cortante que actúan en el plano crítico. La vida a fatiga del componente soldado se determina mediante el empleo de la ecuación de Basquin (3.2).

$$\sigma_{a,eq} = \sqrt{\sigma_{n,eq}^2 + \left( \frac{\tau_{-1}}{\sigma_{-1}} \right)^2 \tau_a^2} \quad 3.15$$

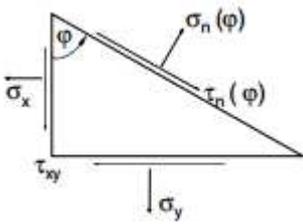
$$\sigma_{n,eq} = \sigma_{n,a} + \sigma_{-1} \left( \frac{\sigma_{n,m}}{\sigma_u} \right) \quad 3.16$$

Donde  $\tau_a$ ,  $\sigma_{n,a}$  y  $\sigma_{n,m}$  son la tensión de cortadura alterna, la amplitud tensión normal y la tensión normal media respectivamente, calculados según [14514].

*Hipótesis de la tensión equivalente efectiva (EESH)*

La Tabla 3.1 muestra las diferentes causas del daño multiaxial en función de la ductilidad y los correspondientes modelos para calcular la tensión equivalente y estimar la vida a fatiga del componente soldado [146].

**Tabla 3.1. Causas del daño multiaxial y los modelos para calcular la tensión equivalente (adaptado de [146]).**

a) Plano de interferencia y tensiones	b) Causa del daño dependiente de la ductilidad	c) Modelo de cálculo
	$\sigma_n(\varphi)$ para materiales de baja-ductilidad (aluminio fundido, hierro fundido, aceros sinterizados)	Plano de tensión normal máxima
$\sigma_n(\varphi) = \frac{\sigma_x + \sigma_y}{2} + \frac{\sigma_x - \sigma_y}{2} \cos 2\varphi + \tau_{xy} \sin 2\varphi$	3.17	Combinación de $\sigma_n(\varphi)$ y $\tau_n(\varphi)$ para materiales semi-dúctiles (aluminio forjado, aceros fundidos)
$\tau_n(\varphi) = \frac{\sigma_x - \sigma_y}{2} \sin 2\varphi - \tau_{xy} \cos 2\varphi$	3.18	$\tau_n(\varphi)$ para materiales dúctiles (aceros estructurales)
		Valor de la integral de las tensiones de cortadura sobre todos los planos

Para el caso de la tensión axial pura y la tensión a torsión pura como para las cargas proporcionales, se puede usar la hipótesis de von Mises, ya que el estado del material es dúctil:

Carga axial pura: 
$$\sigma_{eq} = \sigma_x \sqrt{1 - \mu + \mu^2} \tag{3.19}$$

Carga torsional pura: 
$$\sigma_{eq} = \tau_{xy} \sqrt{3} \tag{3.20}$$

Carga combinada proporcional: 
$$\sigma_{eq} = \sqrt{\sigma_x^2 + \sigma_y^2 - \sigma_x \cdot \sigma_y + f_s^2 \cdot 3\tau_{xy}^2} \tag{3.21}$$

$$f_s = \frac{\sqrt{\sigma_x^2 + \sigma_y^2 - \sigma_x \cdot \sigma_y}}{\sqrt{3\tau_{xy}^2}} \tag{3.22}$$

Para el caso de cargas no-proporcionales se emplea el método de EESH, donde la tensión normal local y la tensión de cortadura local en el plano de interferencia se calculan con las ecuaciones 3.173.17 y 3.18 [146]:

Este método es aplicable para soldaduras dúctiles realizadas con aceros estructurales. Se asume que la grieta se inicia por la cortadura y calcula la interacción de todos los componentes de la tensión de cortadura en una superficie o volumen en el pie de la soldadura [146].

$$F(\varphi) = \frac{1}{\pi} \int_0^{\pi} f_p(\varphi) d\varphi \quad 3.23$$

$$\text{Carga proporcional:} \quad f_p(\varphi) = \tau_n(\varphi) \quad 3.24$$

$$\text{Carga no-proporcional:} \quad f_p(\varphi) = \frac{1}{L_s} \sum_{i=1}^{L_s} \tau_{n,i}(\varphi) \quad 3.25$$

A partir del cálculo anterior se determina el parámetro del daño, que es mayor para el caso donde la carga es no-proporcional, por lo que para estas cargas la vida a fatiga será menor. Una vez definido el ratio del parámetro del daño  $F(\varphi)$ , la tensión equivalente se puede determinar para los diferentes ángulos basándose en la hipótesis de von-Mises:

$$\sigma_{eq}(\delta) = \sigma_{eq}(\delta = 0^\circ) \cdot \frac{F(\delta)}{F(\delta = 0^\circ)} \cdot \sqrt{S^z} \quad 3.26$$

$$\sigma_{eq}(\delta = 0^\circ) = \sqrt{\sigma_x^2 + \sigma_y^2 - \sigma_x \cdot \sigma_y + f_s^2 \cdot 3\tau_{xy}^2} \quad 3.27$$

$$S = \frac{1 + k_{ta}}{1 + k_{tt}} \quad 3.28$$

$$z = 1 - \left( \frac{\delta - 90^\circ}{90^\circ} \right)^2 \quad 3.29$$

Donde el valor  $S$  es el factor del tamaño que representa la influencia del gradiente tensional en la tensión equivalente,  $k_{ta}$  es el valor del factor de concentración de tensiones axial y  $k_{tt}$  es el valor del factor de concentración de tensiones de torsión [146].

Después de calcular la tensión equivalente, se debe de transformar la curva de diseño nominal en una curva S-N local. En la Figura 3.16 se puede observar la transformación de la curva de diseño nominal a una curva S-N local para un estado de carga axial puro [147].

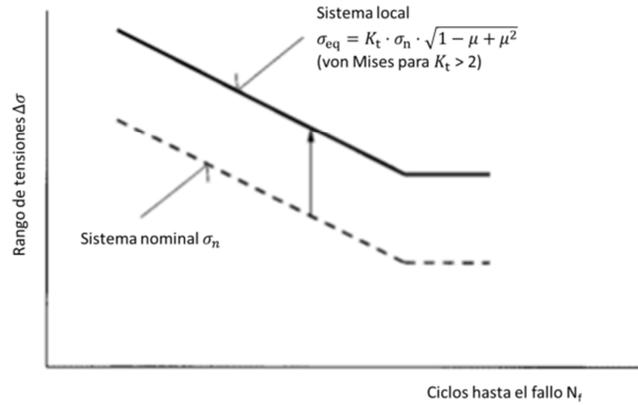


Figura 3.16. Ejemplo de la transformación de la curva S-N de un sistema nominal a un estado local para el caso de carga axial pura [147].

### 3.2.3 Predicción de vida a fatiga considerando las tensiones residuales

Un enfoque prometedor fue desarrollado por Bae *et al.* [148], donde la predicción de vida a fatiga se realiza considerando el valor de las TR para las soldaduras por puntos. En este enfoque, el valor de la amplitud de la tensión se define mediante el empleo de la ecuación de Goodman y el valor máximo de la tensión principal en el borde de la soldadura. Bae *et al.* [148] analizaron diferentes uniones soldadas por puntos, con varias dimensiones y formas, y demostraron que el método desarrollado puede proporcionar una evaluación precisa de la resistencia a la fatiga. Sin embargo, la mayor limitación de este método es que se ha desarrollado para uniones soldadas por puntos y por lo tanto no se puede aplicar directamente a las soldaduras multipasadas por transferencia spray.

Barsoum *et al.* [149] consideraron el valor de las tensiones residuales junto con el método de la mecánica de la fractura elástico lineal (LEFM) para calcular la vida a fatiga de las uniones soldadas. Primeramente realizan una simulación numérica del proceso de soldadura para obtener el valor de las TR. Después, mediante un mapeado, se incorporan dichas TR en el análisis de la propagación de la grieta debida a la fatiga mediante LEFM. En el caso de la predicción de vida a fatiga para altos ciclos, las predicciones son no-conservativas ya que las magnitudes de las tensiones residuales predicha son no-conservativas.

Zamiri [25] analizó la propagación de la grieta empleando el método de X-FEM y considerando el valor de las TR. El modelo empleado por [25] no predice de forma adecuada la forma de la propagación de la grieta básicamente por dos razones: Por un lado, debido al error realizado en la estimación del efecto de las tensiones residuales y por el otro lado, debido a que en el trabajo realizado no se tiene en cuenta el contacto entre las caras de la grieta.

### 3.2.4 Conclusiones del estado del arte

Todavía en la actualidad no existen modelos que permiten predecir la vida de los componentes con absoluta fiabilidad. En el caso de los componentes soldados, la vida a fatiga de las uniones soldadas se reduce ya que entran en juego otros factores como las TR, el efecto de borde, las inclusiones no metálicas... Como se ha visto en el estado del arte existen numerosos enfoques para predecir la vida a fatiga de las uniones soldadas, pero la mayoría de estos modelos no tienen en cuenta el valor de las TR, por lo tanto la predicción de vida que determinan es muy conservadora. Existen algunos métodos basados en la mecánica de la fractura, donde se considera el valor de las TR. Sin embargo, dichos métodos requieren definir el tamaño de grieta inicial y su localización, las cuales son difíciles de determinar en la etapa de diseño.

Por lo tanto en este capítulo, se ha desarrollado un procedimiento para predecir la vida a fatiga de uniones soldadas considerando las TR.

## 3.3 Procedimiento teórico

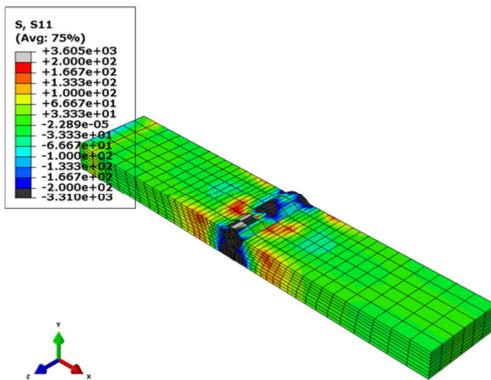
El procedimiento teórico propuesto para predecir la vida a fatiga de las uniones soldadas multipasada en el rango de altos ciclos considerando las TR consiste de dos etapas. Primeramente, se estima el patrón de las tensiones residuales en función del procedimiento numérico desarrollado en el capítulo anterior. Luego, se predice la vida para el rango de altos ciclos considerando la influencia de las TR en la zona crítica. Con el fin de considerar el estado tensional multiaxial, se ha usado el enfoque del plano crítico propuesto por [145] y extendido a las estructuras soldadas por Carpinteri *et al.* [144]. Finalmente, se ha realizado una comparación de la predicción de la vida a fatiga entre los diferentes métodos actuales, según la normativa IIW [126] y el método desarrollado en este trabajo.

### 3.3.1 Estudio de sensibilidad de la longitud de soldadura

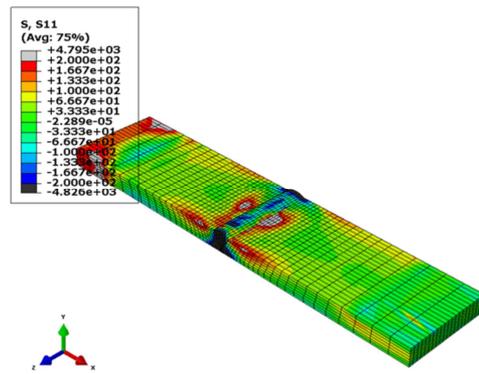
Como se ha visto en el apartado del estado del arte del capítulo anterior, la longitud de la muestra soldada tiene una gran influencia en cuanto al valor máximo de las tensiones residuales longitudinales. Según Pilipenko [28], las TR longitudinales máximas se obtienen a partir de una longitud mínima y se mantienen constantes a pesar de que se incremente la longitud de la unión soldada.

En este trabajo se ha querido analizar el caso más restrictivo en cuanto a la vida a fatiga, por lo que primeramente se ha realizado un estudio de la influencia de la longitud en

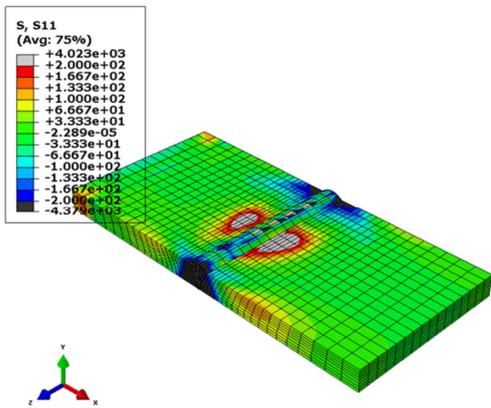
las TR transversales máximas, con el fin de determinar la longitud mínima de la longitud de la soldadura. Para ello se han realizado diferentes simulaciones numéricas de uniones soldadas de tres pasadas, 10 mm de espesor, empotradas por un lado, con los mismos parámetros de soldadura y con diferentes longitudes. En la Figura 3.17 se pueden observar los diferentes casos analizados en este estudio para obtener la longitud mínima de la unión y en la Figura 3.18 se puede apreciar la distribución de la tensión transversal máxima para cada caso.



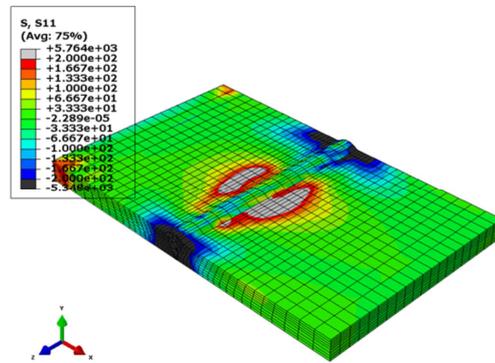
a)



b)



c)



d)

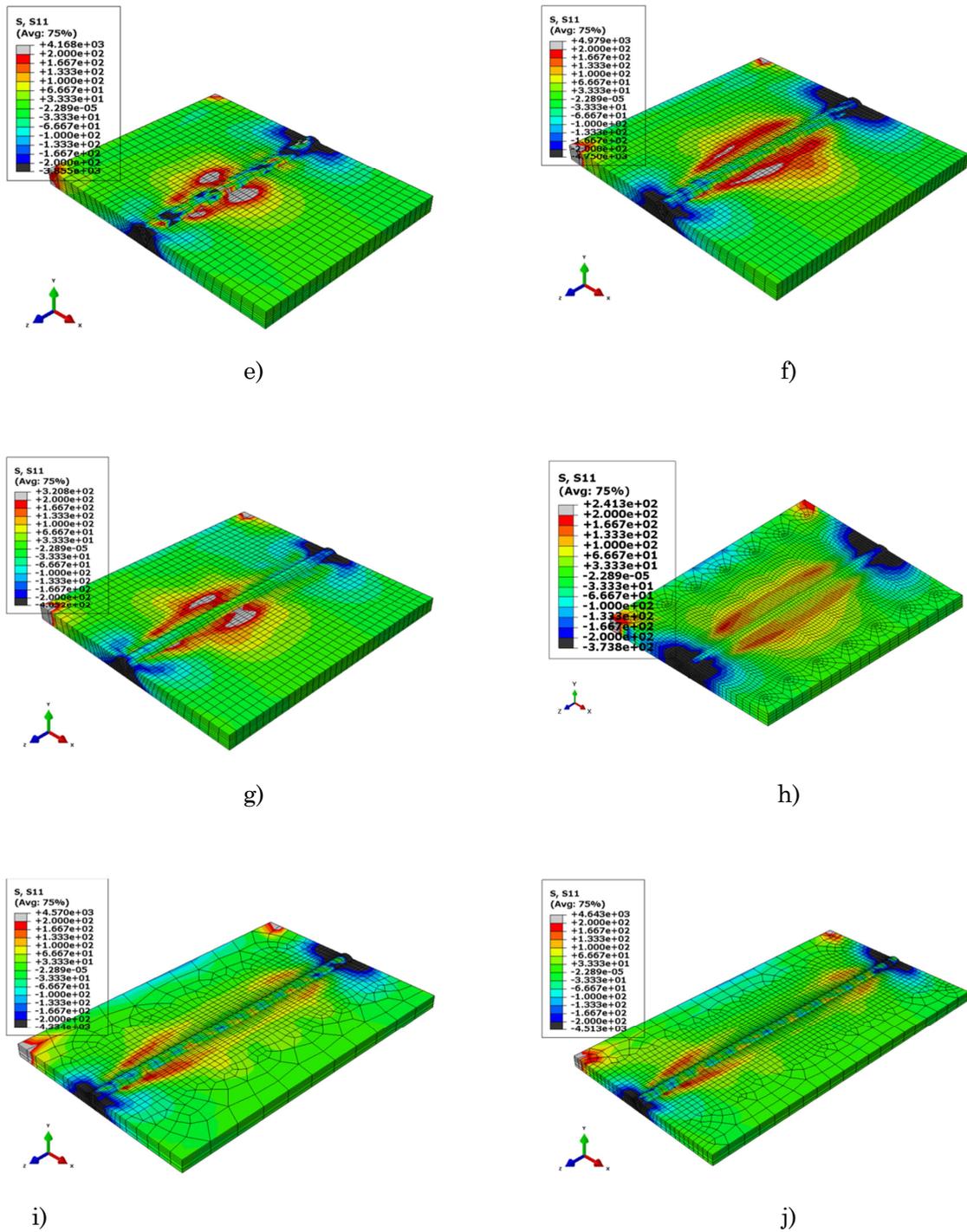


Figura 3.17. Influencia de la longitud de soldadura en las tensiones residuales generadas en el proceso de soldadura para a) 30 mm, b) 50 mm, c) 75 mm, d) 100 mm, e) 125 mm, f) 150 mm, g) 175 mm, h) 200 mm, i) 250 mm y j) 300 mm.

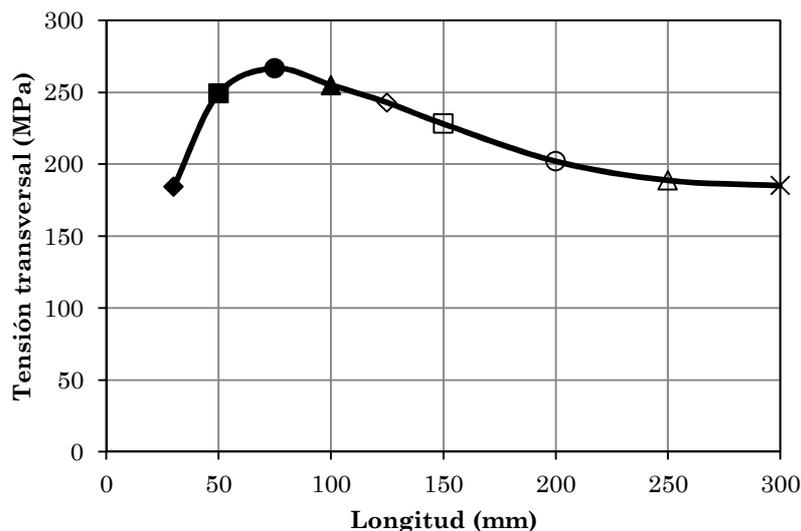
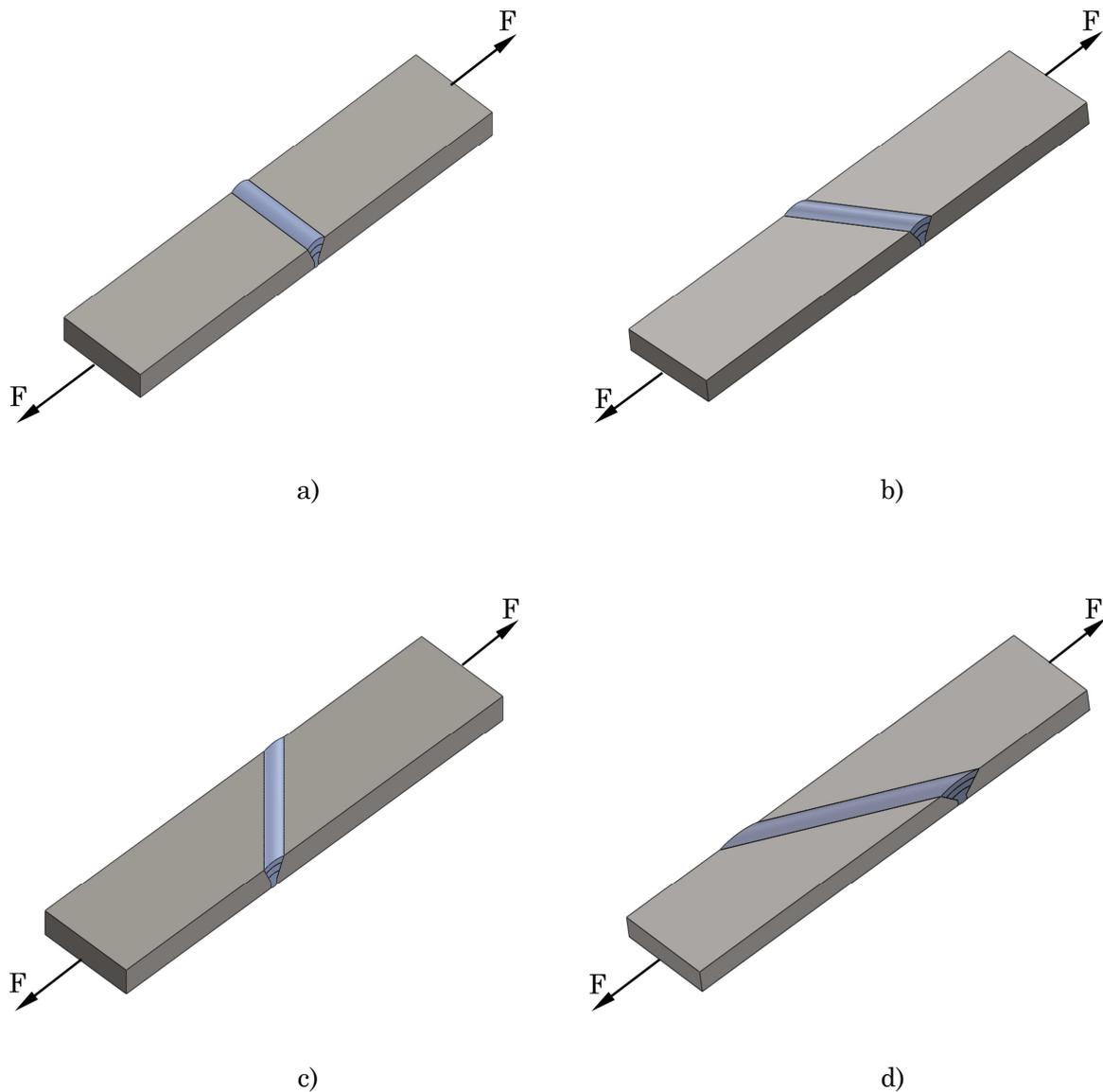


Figura 3.18. Efecto de la longitud de la soldadura en la distribución de la tensión transversal máxima.

Como se observa en la Figura 3.18, a medida que aumenta la longitud de la soldadura, aumenta el valor máximo de las TR hasta un máximo donde empieza a disminuir. Se puede observar que la tensión transversal máxima se obtiene para una longitud de soldadura de 75 mm. Tal y como observo DeGarmo *et al.* [39], en el caso de las TR longitudinales la longitud, existe una longitud a partir del cual dicha tensión se mantiene constante, sin embargo en el caso de las TR transversales no se observa dicha región.

### 3.3.2 Casos estudiados

En el presente trabajo, primeramente, se ha analizado teóricamente la vida a fatiga de diferentes uniones soldadas a tope de acero estructural S275JR cargadas uniaxialmente con un ratio de carga de -1 en una máquina de fatiga convencional. Con el fin de generar un estado tensional multiaxial en la zona crítica de la soldadura (pie de soldadura), las soldaduras a tope han sido soldadas bajo cuatro ángulos diferentes, con un procedimiento similar al empleado por Bokesjö *et al.* [150] (Figura 3.19): a) Soldadura a tope a 0°, b) Soldadura a tope a 30°, c) Soldadura a tope a 45° y d) soldadura a tope a 60°.



**Figura 3.19.** Uniones soldadas analizadas: a) soldadura a tope a  $0^\circ$ , b) soldadura a tope a  $30^\circ$ , c) soldadura a tope a  $45^\circ$  y d) soldadura a tope a  $60^\circ$ .

### 3.3.3 Determinación de las tensiones residuales

El patrón de las TR de las cuatro muestras soldadas se ha obtenido a partir de la simulación numérica termomecánica desacoplada descrita en el capítulo anterior. En este procedimiento, la fuente de calor se define en función de la física de la soldadura para soldaduras por transferencia spray en función de la sección transversal para cada pasada. Por lo tanto, los parámetros de entrada para realizar la simulación numérica se definen basándose en el modelo analítico para la fuente de calor y la velocidad de soldeo. En este trabajo, se usan placas con espesor de 10 mm del material denominado S275JR y el material

de aporte con diámetro de 1,2 mm del material denominado Praxair M-86 según la normativa AWS/ASME SFA 5.18 ER70S-6. La Tabla 3.2 muestra los parámetros del proceso definidos para cada pasada del proceso de soldadura para los cuatro casos, así como los parámetros de entrada para el modelo MEF.

**Tabla 3.2. Parámetros del proceso de la soldadura y parámetros de entrada para el MEF.**

Caso estudiado	Pasada	Parámetros del proceso		Parámetros de entrada para MEF		
		$P$ (W)	$V_s$ (mm/min)	Flujo de calor volumétrico ( $W/mm^3$ )	Longitud de la discretización (mm)	Velocidad de morir-renacer ( $s^{-1}$ )
Soldadura a tope $0^\circ$	1	7090,9	550	74,3	5	1,8
	2	8225,4	500	76,3	5	1,7
	3	9686,9	400	68,5	5	1,4
Soldadura a tope $30^\circ$	1	7090,9	550	70,76	5,25	1,7
	2	8225,4	500	72,67	5,25	1,6
	3	9686,9	400	65,24	5,25	1,3
Soldadura a tope $45^\circ$	1	7090,9	550	73,6	5,05	1,8
	2	8225,4	500	75,6	5,05	1,6
	3	9686,9	400	67,8	5,05	1,3
Soldadura a tope $60^\circ$	1	7090,9	550	74,3	5	1,8
	2	8225,4	500	76,3	5	1,7
	3	9686,9	400	68,5	5	1,4

### 3.3.4 Predicción de vida a fatiga basados en TR

El procedimiento para predecir la vida a fatiga del componente soldado consta de dos fases: Primeramente, considerando el valor de las tensiones residuales en las zonas críticas de las simulaciones numéricas, se determina el valor de la tensión uniaxial equivalente usando el enfoque del plano crítico para cada caso estudiado. Después, se considera esta tensión equivalente uniaxial para determinar la ecuación de la curva S-N del componente adaptando la curva S-N del material base. De esta forma, se puede estimar la vida a fatiga en la zona estudiada para cualquier rango de carga en el régimen de ciclos altos.

*Determinación de la tensión uniaxial equivalente en el plano crítico*

El análisis del comportamiento de las grietas de fatiga en muestras lisas ha demostrado que las grietas se inician y se propagan en orientaciones preferenciales [140]. Por lo tanto, los modelos del plano crítico consideran estas orientaciones preferenciales para predecir la vida a fatiga. El objetivo principal del concepto del plano crítico es la reducción de un estado tensional multiaxial a un estado equivalente uniaxial [151]. Comúnmente se asume que la fase de iniciación de la grieta corresponde con el plano donde se da la tensión de cortadura máxima mientras que en la fase de la propagación coincide con el plano de tensión normal máxima [137, 144, 151, 152].

En el caso particular de las estructuras soldadas, la fase de la iniciación de la grieta normalmente es breve y se puede asumir que existen discontinuidades con aristas vivas debido al proceso de soldadura [140]. Por lo tanto, la vida a fatiga del componente se puede calcular considerando solo la fase de la propagación de la grieta [121, 126]. Por esta razón, a pesar de que existen diferentes enfoques para definir el plano crítico [137, 138], en este trabajo se ha empleado el criterio de máxima tensión normal [151], donde se desprecia el efecto de la tensión de cortadura, según Papadopoulos *et al.* [145].

*Determinación de la curva S-N del componente*

El procedimiento elaborado en este trabajo se basa en el método S-N donde el comportamiento a fatiga en el régimen de HCF se define con la ecuación Basquin (3.2) [102], junto con la interacción lineal entre la amplitud de la tensión y el valor de la tensión media, definida por Goodman (3.30) [41, 148, 153]. Este enfoque se puede utilizar para tener en cuenta la influencia de las TR en la resistencia a fatiga.

$$\frac{\sigma_{a-res}}{S_e} + \frac{(\sigma_m + \sigma_{res})}{S_u} = 1 \quad 3.30$$

Donde  $S_e$  es el límite de fatiga del material base para  $10^7$  ciclos,  $S_u$  es la resistencia a la tracción del material,  $\sigma_{a-res}$  es la amplitud de la tensión teniendo en cuenta las tensiones residuales,  $\sigma_{mean}$  es la tensión media y  $\sigma_{res}$  es el valor de las TR en el plano crítico de la zona estudiada obtenida numéricamente. Para ensayos de tracción-compresión ( $R=-1$ ), la ecuación definida anteriormente se reescribe de la siguiente manera:

$$\frac{\sigma_{a-res}}{S_e} + \frac{\sigma_{res}}{S_u} = 1 \quad 3.31$$

Con el fin de estimar la vida a fatiga del componente soldado, se redefine adecuadamente la curva S-N basándose en la ecuación 3.32, considerando el valor de las tensiones residuales en la zona crítica:

$$\sigma_{N_f} = S_{N_f, BM} \left( 1 - \frac{\sigma_{res}}{S_u} \right) \tag{3.32}$$

Donde  $\sigma_{N_f}$  y  $S_{N_f, BM}$  son la resistencia a la fatiga del componente y la resistencia a la fatiga del material base para número de ciclos determinado respectivamente. Se realiza un desplazamiento de la curva S-N para considerar la influencia de las TR (Figura 3.20). Por tanto, una vez determinado la ecuación 3.32, se puede estimar la vida a fatiga del componente soldado para diferentes cargas multiaxiales mediante el cálculo de la condición de tensión generada con la carga externa considerar ningún incremento de tensión debido a detalles estructurales.

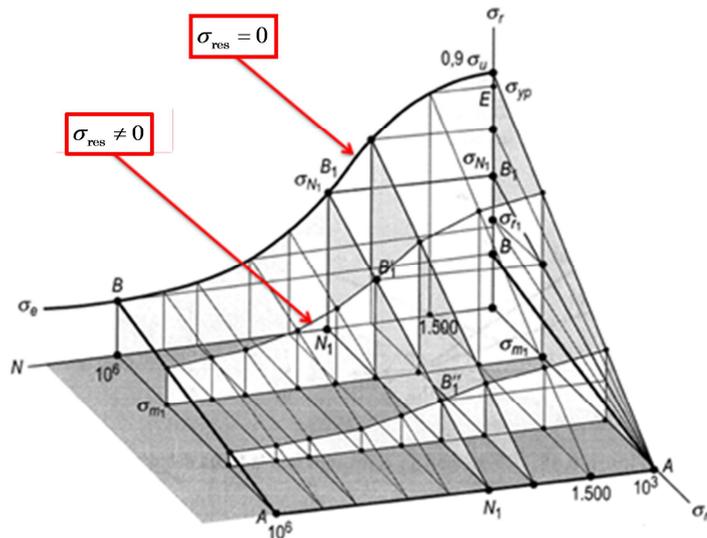


Figura 3.20. Influencia de las tensiones residuales en la curva S-N y en el diagrama de Haigh (adaptado de [117]).

En la Figura 3.21 se puede observar un cuerpo sometido a una carga cíclica y el plano del material denominado  $\Delta$ , que pasa a través del punto considerado en la superficie de la pieza situado en un sistema de referencia  $(x, y, z)$ . Se define un sistema de coordenadas local en el plano  $\Delta$  definido por el vector normal unitario  $\mathbf{n}$  e el punto considerado y con unos ejes arbitrarios  $\mathbf{u}$  y  $\mathbf{v}$  posicionados en  $\Delta$ , que se describen con los ángulos esféricos  $(\varphi, \theta)$ . En el plano definido, el vector de tensiones  $S_n$  que actúa en el punto considerado se puede calcular como [145]:

$$S_n = \sigma n \tag{3.33}$$

Este vector  $S_n$  se puede descomponer en dos vectores, uno perpendicular al plano  $\Delta$ , denominado vector de tensiones normal  $\sigma_n$  y otro tangencial al plano  $\Delta$ , denominado vector de tensiones de cortadura  $\tau$ . El vector de tensiones normal se puede calcular de la siguiente manera:

$$\sigma_n = (S_n \cdot n)n \Rightarrow \sigma_n = (n \sigma \cdot n)n \quad 3.34$$

El vector de tensiones de cortadura  $\tau$  es igual a la diferencia de los dos vectores anteriores:

$$\tau = S_n - \sigma_n \Rightarrow \tau = \sigma \cdot n - (n \sigma \cdot n)n \quad 3.35$$

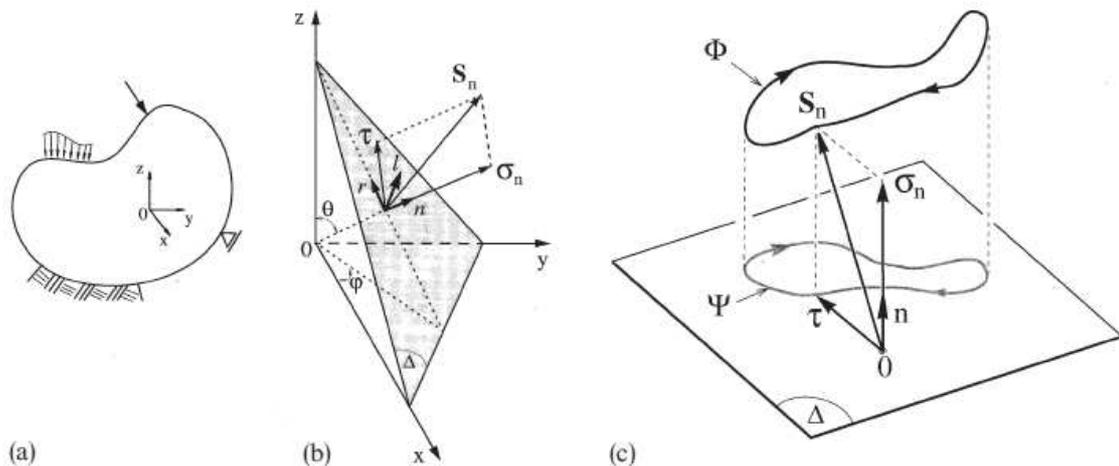


Figura 3.21. Vector de tensión  $S_n$ , vector de tensión normal  $\sigma_n$  y el vector de la tensión de cortadura  $\tau$ , que actúan en el plano  $\Delta$  y la evolución de dichas tensiones durante un ciclo de carga complejo [145].

El vector de tensiones  $S_n$  describe una curva cerrada en el espacio  $\Phi$ , por lo tanto no hay ninguna pérdida de la información cuando se proyecta en el eje  $n$ , ya que la tensión normal conserva su dirección invariable. Para el caso de la tensión de cortadura, la situación es más compleja con respecto a la definición de la amplitud y de la media [138, 145].

Para definir el plano crítico es necesario calcular los valores de  $\sigma_n$  y  $\tau$  mediante el escaneo de  $p$  planos. Es importante tener en cuenta que en función de los planos analizados el conocimiento de la variación de los valores anteriores es mejor, pero el esfuerzo necesario para llevar a cabo el estudio es mayor. El valor del incremento del ángulo depende de la precisión a obtener, pero los valores típicos son  $10^\circ$  o  $20^\circ$  [138]. En este estudio el incremento del ángulo empleado es de  $5^\circ$ .

### 3.3.5 Métodos convencionales

Los resultados de vida a fatiga obtenidos experimentalmente se han comparado frente a las predicciones de vida a fatiga calculadas mediante los métodos actuales, tensión nominal y tensión estructural en el punto caliente, y el procedimiento desarrollado en este trabajo. Para la predicción de vida a fatiga con el enfoque de la tensión nominal de las soldaduras a tope a diferentes ángulos se ha empleado la curva de diseño FAT80, ya que las soldaduras se han realizado con respaldo temporal.

Por otro lado, para la estimación de la vida a fatiga mediante el enfoque de la tensión estructural en el punto caliente, todas las soldaduras analizadas en este estudio se han definido como tipo “a” y debido a que la tensión estructural incrementa de forma no-lineal a lo largo del punto caliente, la tensión estructural se determina mediante la siguiente ecuación:

$$\sigma_{hs} = 2,52 \cdot \sigma_{0,4e} - 2,24 \cdot \sigma_{0,9e} + 0,72 \cdot \sigma_{1,4e} \quad 3.36$$

Donde  $\sigma_{0,4e}$ ,  $\sigma_{0,9e}$  y  $\sigma_{1,4e}$  son las tensiones nodales posicionadas a las distancias de  $0,4e$ ,  $0,9e$  y  $1,4e$ , donde  $e$  es el espesor de la placa.

Como recomienda la normativa IIW para configuraciones de soldadura con ángulos iguales o menores a  $60^\circ$ , para ambos enfoques, se puede considerar la tensión principal como la tensión equivalente uniaxial [126].

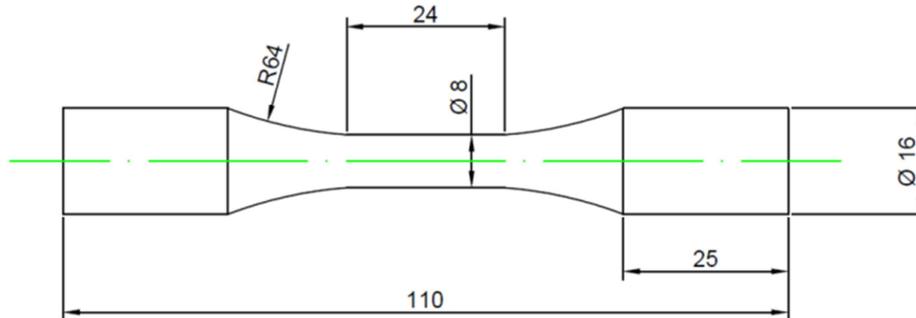
## 3.4 Procedimiento experimental

El trabajo experimental llevado a cabo en el presente trabajo tiene dos objetivos principales. Primeramente, se ha caracterizado a fatiga el material base para el régimen de altos ciclos con el fin de implementar en el modelo de fatiga propuesto. Después, las muestras para los dos casos estudiados (soldadura a tope a  $0^\circ$  y a  $45^\circ$ ) han sido soldadas y ensayadas para diferentes cargas en el régimen de fatiga de altos ciclos para validar el procedimiento propuesto para la estimación de la vida a fatiga de los componentes soldados multipasada.

### 3.4.1 Caracterización a fatiga del material base

La geometría de la probeta para ensayar se define según la normativa ASTM E-466-96 (Figura 3.22) [154]. Esta normativa establece que la probeta debe de tener una rugosidad superficial máxima de  $0,2 \mu\text{m}$ . Para ello, primeramente todas las muestras se lijan con papeles de lijar de una rugosidad alta a otras de baja rugosidad y finalmente, se han pulido

con un paño de pulido impregnado con pasta de diamante de  $1 \mu\text{m}$  y alcohol. La rugosidad superficial se ha verificado midiendo la rugosidad superficial calibrada con un perfilómetro confocal.



**Figura 3.22. Probeta para los ensayos de fatiga del material base.**

Los ensayos de fatiga axial para caracterizar el material base han sido realizados utilizando la máquina de fatiga hidráulica MTS 810 con una carga límite de 100 kN. Los ensayos de fatiga han sido efectuados a temperatura ambiente bajo control por fuerza con un ratio de carga de  $R=-1$ . Durante estos ensayos, la carga aplicada, el desplazamiento y el número de ciclos de carga hasta la rotura han sido registrados. Las muestras han sido ensayadas con una frecuencia de carga de 15 Hz para amplitudes de carga que varían entre 0,9-0,6 veces el límite elástico (250-190 MPa) y con una frecuencia de carga de 5 Hz para el rango de 1,05-0,9 veces el límite elástico (290-250 MPa).

### 3.4.2 Procedimiento de soldadura

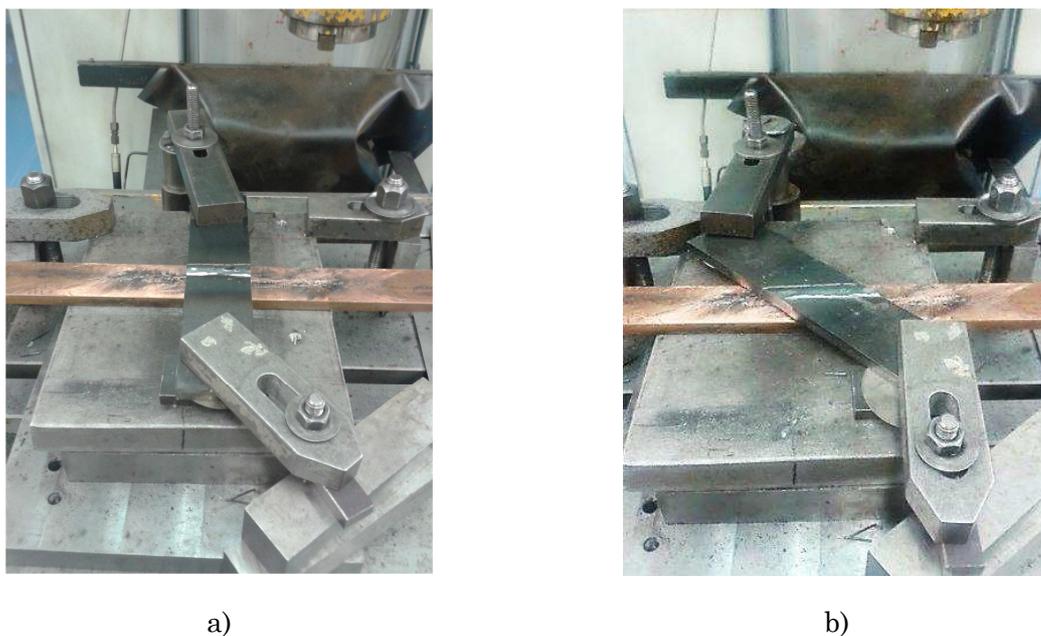
Para realizar la soldadura de forma automática y controlando todos los parámetros de la soldadura como son la velocidad de soldeo, la longitud del arco, la longitud del contacto a la pieza, el voltaje y la velocidad del hilo, se ha adecuado una fresadora CNC y una máquina de soldar Praxair Phoenix 421.

Los dos casos analizados experimentalmente han sido soldados con el material de aporte denominado PRAXAIR M-86 con diámetro de 1,2 mm y como gas de protección se ha empleado el denominado Stargon 82, con un 8% de  $\text{CO}_2$ . Los parámetros de soldadura empleados para cada pasada han sido definidos previamente siguiendo el procedimiento analítico desarrollado en el capítulo anterior para el modo de transferencia spray. En este trabajo, los parámetros empleados han sido los valores típicos empleados en la industria de la máquina herramienta (Tabla 3.3).

**Tabla 3.3. Parámetros del proceso de soldadura.**

Soldadura a tope 0°							
Pasada	V (V)	I (A)	V <sub>h</sub> (m/min)	P (W)	L <sub>arc</sub> (mm)	L <sub>ctw</sub> (mm)	V <sub>s</sub> (mm/min)
1	26,6	270	9,1	7182	8	30	550
2	28,2	275	9,3	7755	9	31	500
3	30,4	300	10,2	9120	10	30	400
Soldadura a tope 45°							
Pasada	V (V)	I (A)	V <sub>h</sub> (m/min)	P (W)	L <sub>arc</sub> (mm)	L <sub>ctw</sub> (mm)	V <sub>s</sub> (mm/min)
1	26,6	270	9,1	7182	8	30	550
2	28,2	275	9,3	7755	9	31	500
3	30,4	300	10,2	9120	10	30	400

Para el caso de ambas uniones, ambos extremos de la placa han sido fijados verticalmente durante el proceso de soldadura, como se muestra en la Figura 3.23.



**Figura 3.23. Instalación experimental para realizar la soldadura a tope: a) 0° y b) 45°.**

### 3.4.3 Caracterización a fatiga de uniones soldadas

Como en el caso de la caracterización a fatiga del material base, las probetas soldadas han sido ensayadas a fatiga en la máquina MTS 810. Los ensayos de fatiga han sido realizados para el régimen de altos ciclos a un ratio de carga de R=-1 con una frecuencia de carga de 5 Hz. La Tabla 3.4 muestra las amplitudes de las tensiones ensayadas para cada caso estudiado.

**Tabla 3.4. Amplitudes de tensiones ensayadas para cada caso estudiado.**

Casos de carga para la soldadura a tope a 0° (MPa)	Casos de carga para la soldadura a tope a 45° (MPa)
125	145
115	135
100	125
90	
80	

### 3.5 Resultados y discusión

En esta sección, se muestran los resultados obtenidos y se valida el procedimiento teórico para predecir la vida a fatiga con los resultados experimentales. Primeramente, se muestra el patrón de las TR obtenidas numéricamente para los cuatro casos estudiados. Después, se expone la información de la caracterización a fatiga del material base y las ecuaciones de las curvas S-N obtenidas para los diferentes casos de soldadura estudiados considerando las tensiones residuales. Luego, se valida el método propuesto mediante la comparación de la curva S-N del componente predicha para cada caso contra los ensayos experimentales a diferentes cargas en el régimen de altos ciclos. Finalmente, el método propuesto se compara frente a los métodos actuales, como la tensión nominal y la tensión estructural en el punto caliente.

#### 3.5.1 Predicción de las tensiones residuales

La predicción del patrón de las TR se obtiene a partir de la simulación numérica realizada según el procedimiento desarrollado anteriormente. La Figura 3.24 a), b), c) y d) muestra el patrón de TR predicho numéricamente en el proceso de soldadura a tope multipasada de 0°, 30°, 45° y 60° respectivamente.

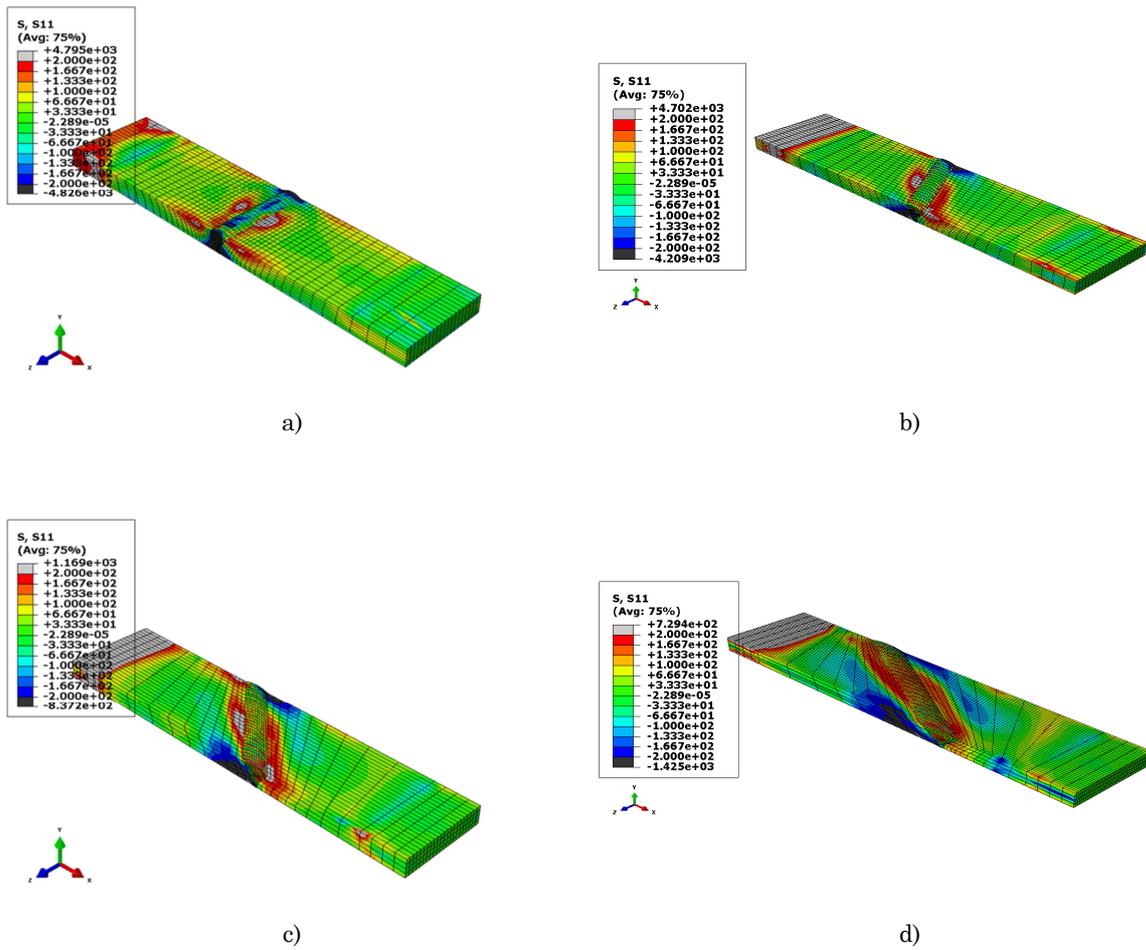


Figura 3.24. Patrón de las tensiones residuales transversales para a) soldadura a tope a 0°, b) soldadura a tope a 30°, c) soldadura a tope a 45° y d) soldadura a tope a 60°.

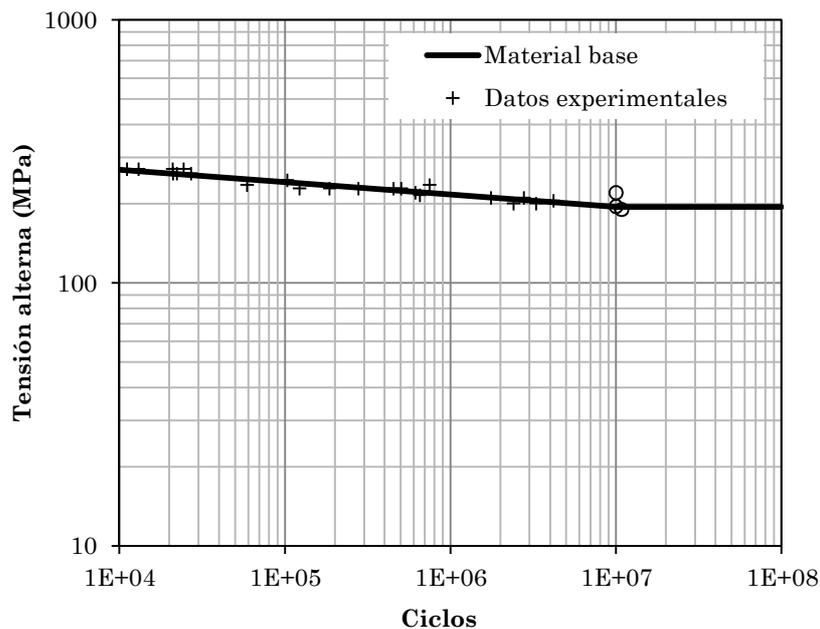
Analizando todos los casos de la Figura 3.24, se observa que las zonas críticas, en cuanto a las TR, están localizadas cerca del pie de soldadura. Para todos los casos analizados, con el fin de estimar la vida a fatiga de las muestras soldadas, las matrices de las tensiones residuales se obtienen en las áreas críticas mencionadas anteriormente. Considerando dichas matrices, se determina el valor de la tensión uniaxial equivalente para cada caso, como se puede observar en la Tabla 3.5

**Tabla 3.5. Valor de la tensión uniaxial equivalente en el plano crítico para las diferentes soldaduras a tope analizadas.**

Caso estudiado	Tensión uniaxial equivalente (MPa)
Soldadura a tope a 0°	309
Soldadura a tope a 30°	244,7
Soldadura a tope a 45°	231,8
Soldadura a tope a 60°	201,9

### 3.5.2 Curva S-N del material base

La Figura 3.25 muestra los resultados de los ensayos de fatiga para el material base S275JR y para el ratio de carga de R=-1 así como la curva de ajuste de Basquin (3.2). Los valores calculados para los coeficientes  $\sigma'_f$  y  $b$  son 415.48 MPa y -0.047 respectivamente. Se puede observar que el límite de fatiga del material base para  $10^7$  ciclos es de 195 MPa, de acuerdo con la normativa FKM [155].



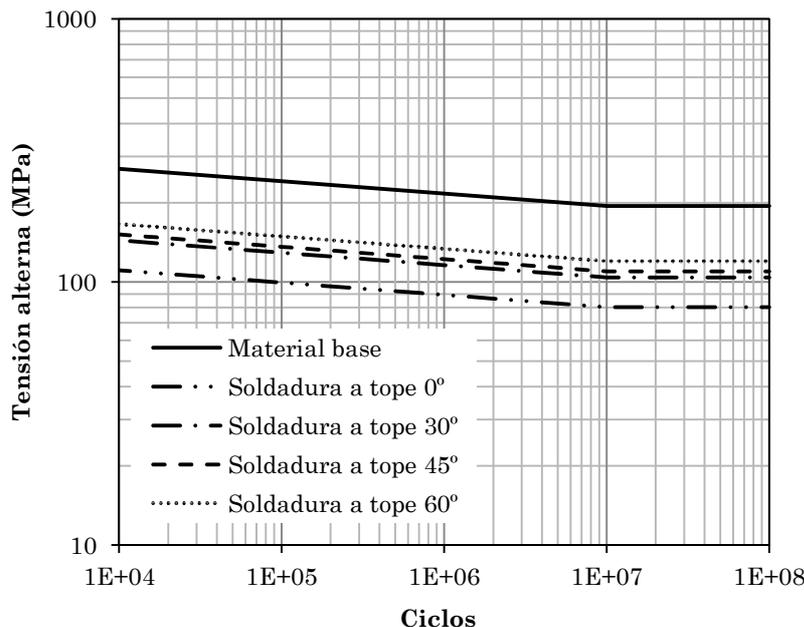
**Figura 3.25. Resultados experimentales a fatiga del material base y curva S-N ajustada**

### 3.5.3 Curva S-N teniendo en considerando las tensiones residuales

La Tabla 3.6 muestra los coeficientes estimados de  $\sigma'_f$  y  $b$  para cada caso estudiado considerando el valor de las TR en el plano crítico. Asimismo, la Figura 3.26 muestra las curvas S-N estimadas para todos los casos analizados, soldaduras a tope a 0°, 30°, 45° y 60°, y la curva S-N del material base.

**Tabla 3.6. Coeficientes  $\sigma'_f$  y  $b$  estimados**

Caso estudiado	$\sigma'_f$	$b$
Soldadura a tope a 0°	170,8	-0,047
Soldadura a tope a 30°	221,6	-0,047
Soldadura a tope a 45°	231,8	-0,047
Soldadura a tope a 60°	255,5	-0,047



**Figura 3.26. Comparación de las curvas S-N predichas para todos los casos analizados frente a la curva S-N del material base.**

Analizando la Figura 3.26 se observa que de acuerdo a lo esperado, las tensiones residuales generadas en el proceso de soldadura tienen un efecto perjudicial en la vida a fatiga del componente (con una reducción del límite de fatiga del 38%, 44%, 47% y 59% para las soldadura a tope a 0°, 30°, 45° y 60° respectivamente). Se puede observar que cuanto mayor es el ángulo de soldeo, mejor se comporta a fatiga el componente soldado.

La diferencia en el valor del límite a fatiga para los casos analizados es debido a la diferencia en la matriz de TR para cada caso. En función de la orientación del plano de la tensión normal máxima, los diferentes componentes de la matriz de tensiones tienen más o menos influencia en el valor de la tensión uniaxial equivalente.

### 3.5.4 Verificación del procedimiento de estimación de vida a fatiga

La Figura 3.27 a) y b) compara la curva S-N del componente estimado teóricamente frente a los ensayos experimentales de fatiga para cada caso. Las muestras que no han alcanzado la rotura para ciclos mayores que  $10^7$  se consideran como *run-out*.

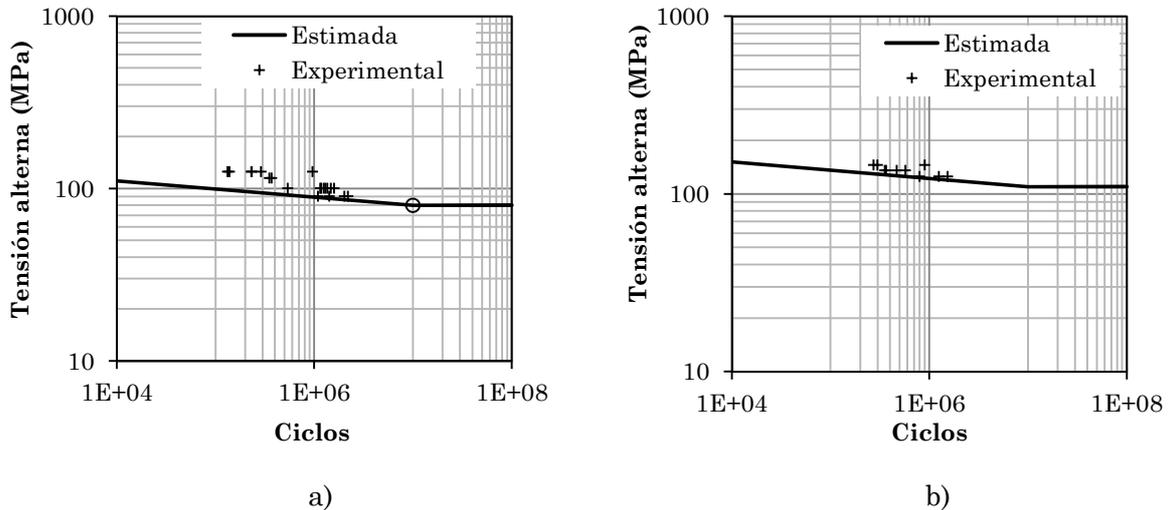


Figura 3.27. Comparación entre la curva S-N del componente obtenida teóricamente y los datos experimentales para a) Soldadura a tope a  $0^\circ$  y b) soldadura a tope a  $45^\circ$ .

Se puede observar que las curvas S-N del componente calculadas teóricamente muestran una correspondencia positiva para todos los casos analizados, especialmente cerca del límite de fatiga. En la zona cercana al rango de fatiga de bajos ciclos, se observan mayores desviaciones pero todavía más que aceptables comparando con los métodos de predicción actuales, como se puede observar mejor en la próxima sección.

La Figura 3.28 a) y b) muestra la comparación entre la amplitud de la tensión experimental ( $\sigma_{\text{exp}}$ ) y la amplitud de la tensión predicha ( $\sigma_{\text{cal}}$ ) para los dos casos analizados a diferentes niveles de vida. De esta forma, se puede analizar con mayor detalle la correspondencia entre las predicciones teóricas y los datos de los ensayos experimentales. Como se puede observar, el error medio para el caso de la soldadura a tope a  $0^\circ$  es de un 14% y en el caso de la soldadura a tope a  $45^\circ$  es de un 7%. Además, la mayoría de las predicciones realizadas son conservativas.

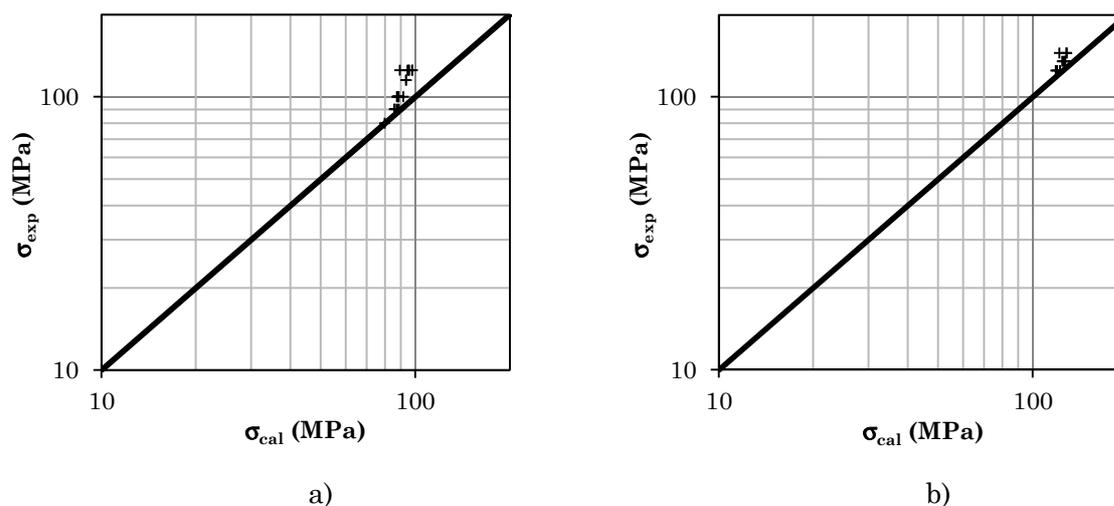


Figura 3.28. Comparación entre la amplitud de la tensión experimental  $\sigma_{exp}$  y la amplitud de tensión predicha  $\sigma_{cal}$  para a) soldadura a tope a  $0^\circ$  y b) soldadura a tope a  $45^\circ$ .

### 3.5.5 Comparación con otros métodos

En la Figura 3.29 a) y b) se muestra la comparación la curva S-N del componente estimado, con el enfoque de la tensión nominal y con el procedimiento desarrollado en este trabajo, para cada uno de los ensayos experimentales de fatiga. Adicionalmente, la Figura 3.30 a) y b) muestra los resultados de la predicción de vida a fatiga de todos los casos analizados con el método de la tensión estructural en el punto caliente. Como se ha mencionado anteriormente, las muestras que no alcanzan la rotura a  $10^7$  ciclos se consideran como *run-outs*. Las curvas S-N basadas en la normativa IIW se han determinado con una confiabilidad 50%, que es la misma confiabilidad empleada para la obtención de la curva S-N considerando las tensiones residuales.

Por otra parte, la Tabla 3.7 muestra la comparación del error medio y en el límite de fatiga ( $10^7$  ciclos) realizado para la tensión para todos los casos analizados. Para el caso concreto de la soldadura a tope a  $45^\circ$ , el valor del límite de fatiga se ha obtenido mediante la extrapolación de los datos experimentales de fatiga.

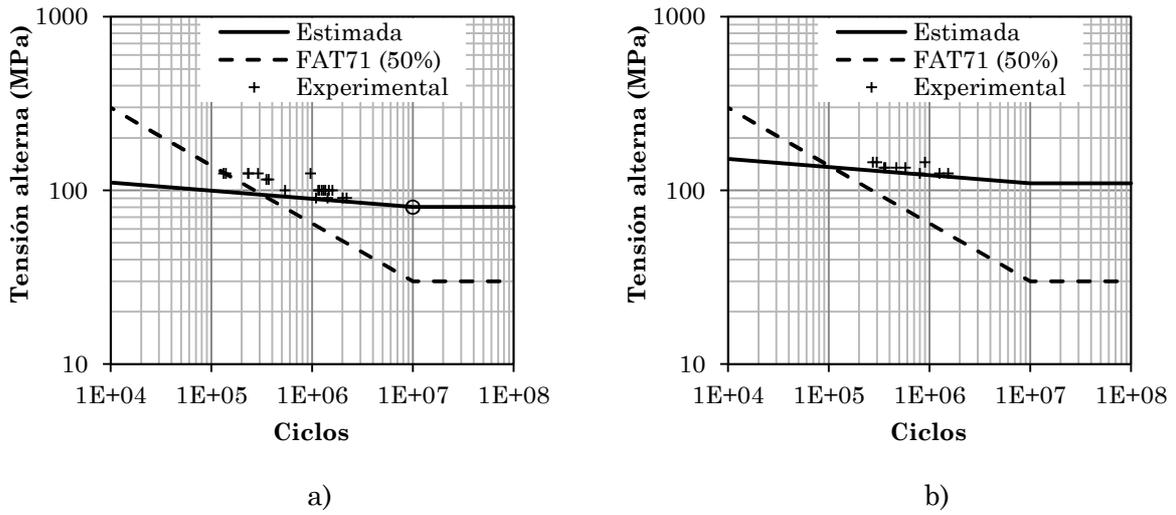


Figura 3.29. Curvas S-N calculadas con el método de la tensión nominal y el método considerando las tensiones residuales frente a los datos experimentales para a) soldadura a tope a 0° y b) soldadura a tope a 45°.

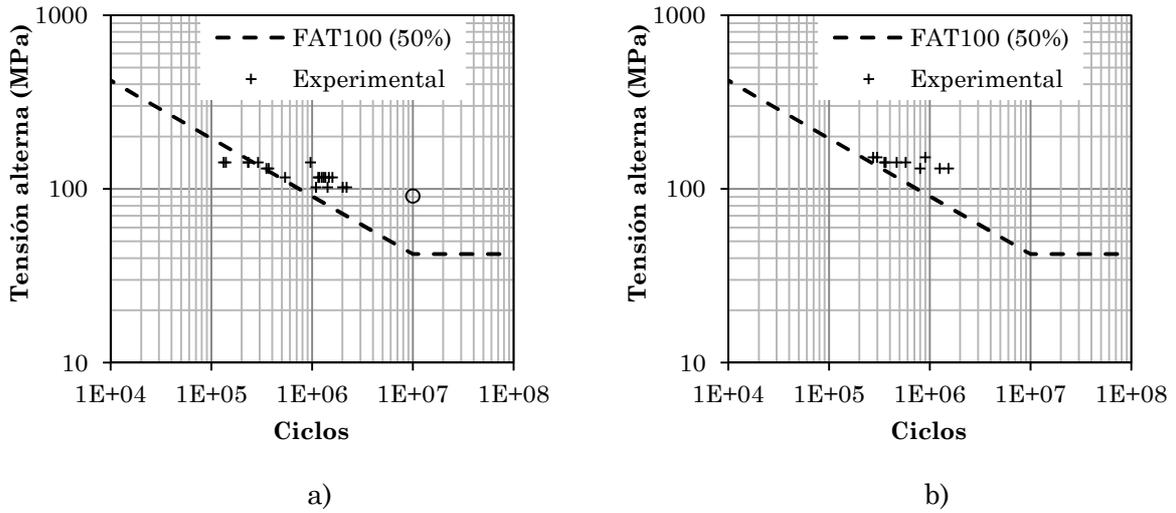


Figura 3.30. Curvas S-N calculadas con el método de la tensión estructural en el punto caliente frente a los datos experimentales para a) soldadura a tope a 0° y b) soldadura a tope a 45°.

**Tabla 3.7. Comparación del error medio y el error en el límite de fatiga predicho con cada método analizado.**

Caso estudiado	Tensión nominal		Método del punto caliente		Considerando las tensiones residuales	
	Error en el límite de fatiga (%)	Error medio (%)	Error en el límite de fatiga (%)	Error medio (%)	Error en el límite de fatiga (%)	Error medio (%)
Soldadura a tope a 0°	62,63	32,13	53,73	21,68	0,07	13,56
Soldadura a tope a 45°	73,22	41,88	63,54	22,02	2,65	7,71

Analizando los diferentes enfoques, se puede concluir que el método de la tensión nominal de la normativa IIW es el enfoque más conservativo con una desviación media de 32,13% y 41,88% respectivamente para la soldadura a tope a 0° y a 45°. Por otra parte, en cuanto al enfoque de la tensión estructural en el punto caliente, se puede concluir que predice la vida a fatiga del componente soldado con mayor precisión que el enfoque de la tensión nominal con errores medios del 21,68% y del 22,02% respectivamente para los casos estudiados. Sin embargo, ambos métodos muestran una mayor desviación para el valor del límite de fatiga, con errores de 62,63% y 73,22% para el enfoque de la tensión nominal y de 53,73% y 63,54% para el método de la tensión estructural en el punto caliente. Como se puede observar, los valores más altos del error se obtienen para el caso de la soldadura a tope a 45°, ya que en la normativa de IIW no existe una curva S-N específica para este caso, por lo que para predecir la vida a fatiga se propone utilizar la curva S-N correspondiente a la soldadura a tope a 0°. Por otro lado, como se puede observar la predicción de vida a fatiga en el rango de fatiga a altos ciclos con el procedimiento desarrollado en este trabajo supera la falta de precisión con un error medio máximo del 16,56% y, especialmente con una desviación reducida en el límite de fatiga, con un error máximo del 3,41%.

### 3.6 Aplicación del método para la soldadura en T

Como se ha observado en los capítulos anteriores, el procedimiento desarrollado en este trabajo para calcular la vida a fatiga a HCF de las uniones soldadas ha dado resultados muy precisos. Para verificar que este método es aplicable para todo tipo de soldaduras, el procedimiento desarrollado ha sido empleado para calcular la vida a fatiga de las uniones en T.

En este caso, la soldadura en T se ha realizado mediante dos pasadas, para placas de 10 mm de espesor del acero estructural S275JR. En cuanto a los ensayos de fatiga, la

muestra ha sido cargada uniaxialmente con un ratio de carga de -1, en la máquina de fatiga convencional MTS 810. En la Figura 3.31 se puede observar la geometría de la soldadura en T analizada.

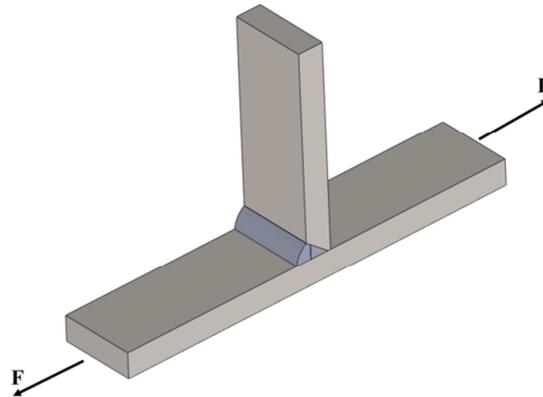


Figura 3.31. Soldadura en T analizada con la correspondiente carga aplicada.

Como en el caso de la soldadura a tope a 0°, el patrón de las TR se ha obtenido mediante la simulación numérica termomecánica siguiendo el procedimiento desarrollado en el capítulo anterior. Teniendo en cuenta que se ha empleado el mismo procedimiento que para el caso de la soldadura a tope a diferentes ángulos, con los mismos materiales, la Tabla 3.8 muestra los parámetros definidos para cada pasada de proceso de la soldadura como los parámetros de entrada para la simulación numérica.

Tabla 3.8. Parámetros del proceso de soldadura en T.

Caso estudiado	Pasada	Parámetros del proceso		Parámetros de entrada para MEF		
		Potencia de la soldadura (W)	Velocidad de soldeo (mm/min)	Flujo de calor volumétrico (W/mm <sup>3</sup> )	Longitud de la discretización (mm)	Velocidad de morir-renacer (s-1)
Soldadura en T	1	8258,9	500	79,4	5	1,7
	2	10267,9	350	62,9	5	1,2

Como en el caso de la soldadura a tope, la soldadura en T se ha soldado con el material de aporte denominado PRAXAIR M-86 de 1,2 mm y el gas de protección empleado ha sido el denominado Stargon 82, con un 8% de CO<sub>2</sub>. Los parámetros empleados para realizar la soldadura en T, son los parámetros usados típicamente en la industria de la máquina herramienta (Tabla 3.9).

**Tabla 3.9. Parámetros del proceso de la soldadura**

Soldadura en T							
Pasada	V (V)	I (A)	V <sub>h</sub> (m/min)	P (W)	L <sub>arc</sub> (mm)	L <sub>ctw</sub> (mm)	V <sub>s</sub> (mm/min)
1	28	295	9,2	8260	9	26	500
2	30,7	325	10,1	9978	10	25	400

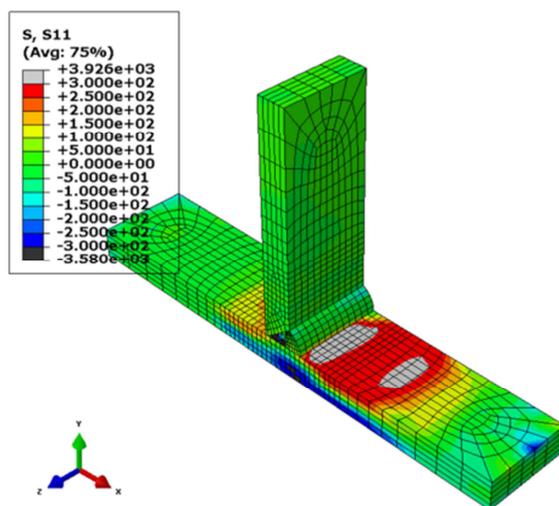
La soldadura en T se ha realizado empleando el utillaje descrito en el capítulo anterior y empotrando un extremo de la placa horizontal.

Los ensayos de fatiga se han realizado en la máquina de fatiga convencional MTS 810, donde los ensayos se han realizado para el régimen de HCF a R=-1 y con una frecuencia de 5 Hz. La Tabla 3.10 muestra la amplitud de las tensiones aplicadas para el ensayo de fatiga de la unión en T.

**Tabla 3.10. Amplitud de las tensiones para el caso de la soldadura en T.**

Cargas para la soldadura en T (MPa)	80	75	70	65	60
-------------------------------------	----	----	----	----	----

La Figura 3.32 muestra el patrón de las TR estimadas numéricamente para el proceso de la soldadura multipasada en T.



**Figura 3.32. Patrón de las tensiones residuales transversales para la unión soldada en T.**

Se puede observar que como para el caso de la soldadura a tope, la zona crítica de las TR está localizada en el pie de la soldadura. Para predecir la vida a fatiga de la unión soldada en T, la matriz de las tensiones residuales se define en la zona mencionada anteriormente. Considerando esta matriz, se obtiene el valor de la tensión uniaxial equivalente, como se puede observar en la Tabla 3.11.

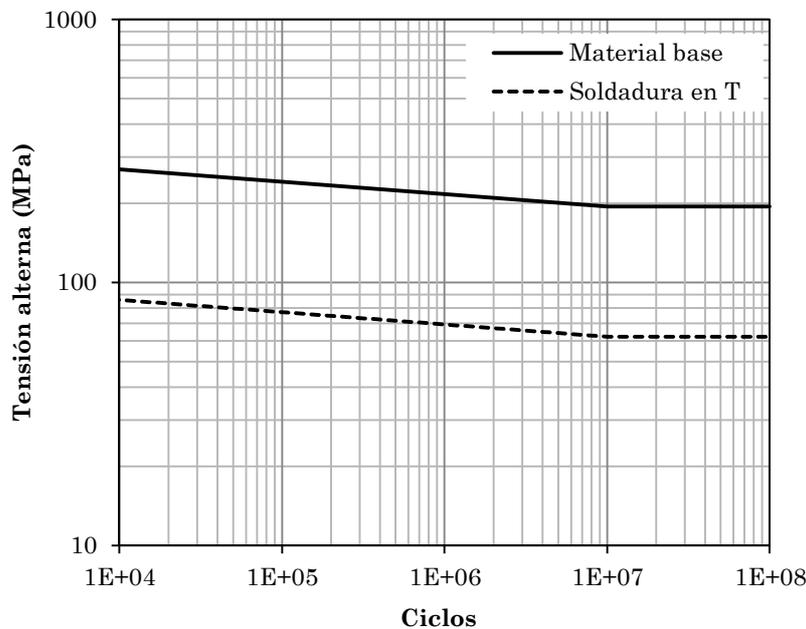
**Tabla 3.11. Valor de la tensión uniaxial equivalente en el plano crítico para la soldadura T.**

Caso estudiado	Tensión uniaxial equivalente (MPa)
Soldadura en T	357,6

La Tabla 3.12 muestra los coeficientes estimados de  $\sigma'_f$  y  $b$  para la soldadura en T considerando el valor de las TR en el plano crítico. Asimismo la Figura 3.33 muestra la curva S-N estimada teóricamente para la soldadura en T frente a la curva S-N del material base.

**Tabla 3.12. Coeficientes  $\sigma'_f$  y  $b$  estimados**

Caso estudiado	$\sigma'_f$	$b$
Soldadura en T	132,3	-0,047



**Figura 3.33. Comparación de la curva S-N predicha para la soldadura en T frente a la curva S-N del material base.**

Como en el caso de las diferentes soldaduras a tope analizadas anteriormente, las tensiones residuales generadas en el proceso de la soldadura en T tienen un efecto perjudicial en la vida a fatiga del componente, con una reducción del 68% en cuanto al límite de fatiga.

La Figura 3.34 muestra la comparación entre la curva S-N estimada del componente soldado en T frente a los datos de los ensayos experimentales. Al igual que en el caso de las soldaduras a tope bajo diferentes ángulos, las muestras que no alcanzan la rotura a  $10^7$  se consideran como *run-out*.

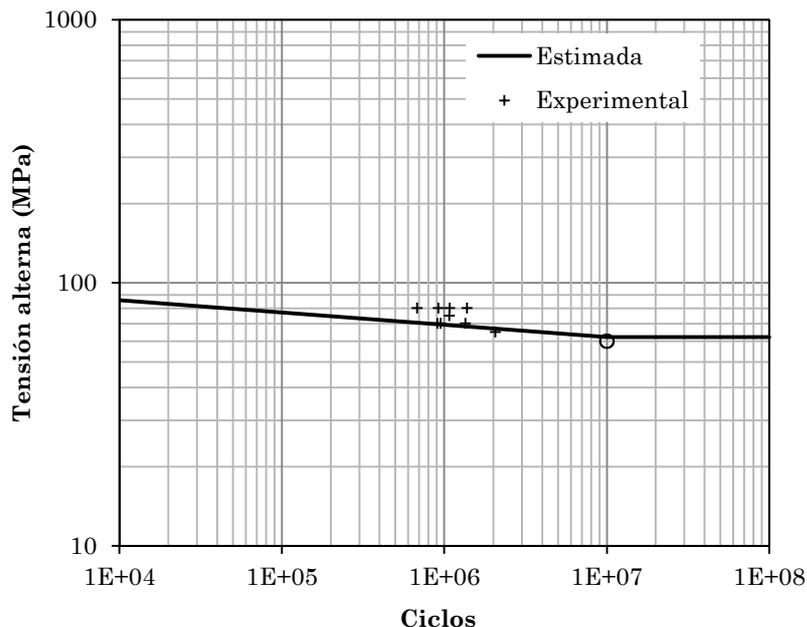


Figura 3.34. Comparación entre la curva S-N del componente obtenida teóricamente y los datos experimentales para la soldadura en T.

Como para los casos de las soldaduras a tope, para la soldadura en T, la curva S-N calculada teóricamente, muestra una correspondencia positiva, especialmente cerca del límite de fatiga. Se observa una mayor desviación, pero más que aceptable comparando con los métodos actuales, para las muestras ensayadas cerca del régimen de LCF.

La Figura 3.35 muestra la comparación entre la amplitud de la tensión experimental ( $\sigma_{exp}$ ) y la amplitud de la tensión predicha ( $\sigma_{cal}$ ) para la soldadura a tope analizada a diferentes niveles de carga. De esta manera, se puede analizar con mayor detalle la correspondencia entre las predicciones teóricas y los datos de los ensayos experimentales. Como se puede observar, el error medio para el caso de la soldadura en T es de un 8%. Además, la mayoría de las predicciones realizadas son conservativas, a excepción de los ensayos más cercanos al límite de fatiga.

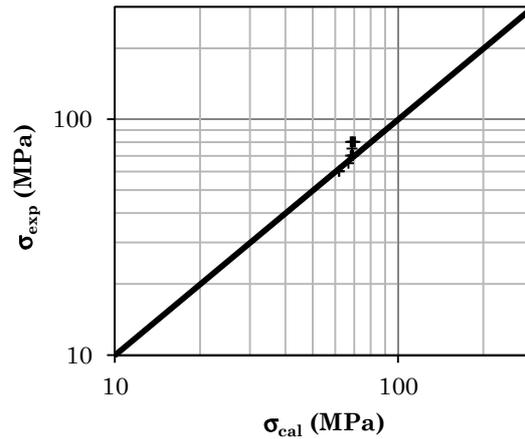


Figura 3.35. Comparación entre la amplitud de la tensión experimental  $\sigma_{exp}$  y la amplitud de tensión predicha  $\sigma_{cal}$  para la soldadura en T.

La Figura 3.36 muestra la comparación de la curva S-N del componente estimado, con el enfoque de la tensión nominal y con el procedimiento desarrollado en este trabajo, para la soldadura en T. Adicionalmente, la Figura 3.37 muestra los resultados de la predicción de vida a fatiga de todos los casos analizados con el método de la tensión estructural en el punto caliente. Como se ha mencionado anteriormente, las muestras que no alcanzan la rotura a  $10^7$  ciclos se consideran como *run-outs*. Las curvas S-N basadas en la normativa IIW se han determinado con una confiabilidad 50%, que es la misma confiabilidad empleada para la obtención de la curva S-N considerando las TR.

Por otra parte, la Tabla 3.13 muestra la comparación del error medio y en el límite de fatiga ( $10^7$  ciclos) realizado para la tensión con cada método analizado.

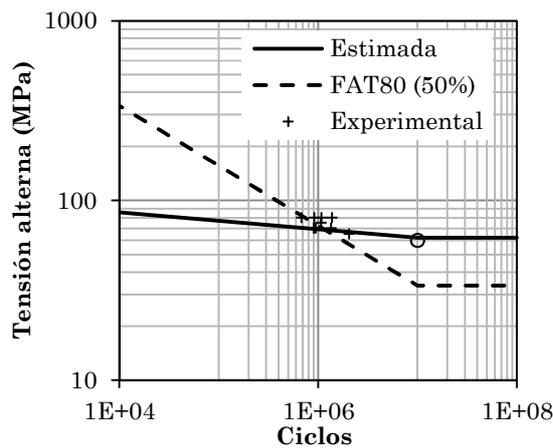


Figura 3.36. Curvas S-N calculadas con el método de la tensión nominal y el método considerando las tensiones residuales frente a los datos experimentales para la soldadura en T.

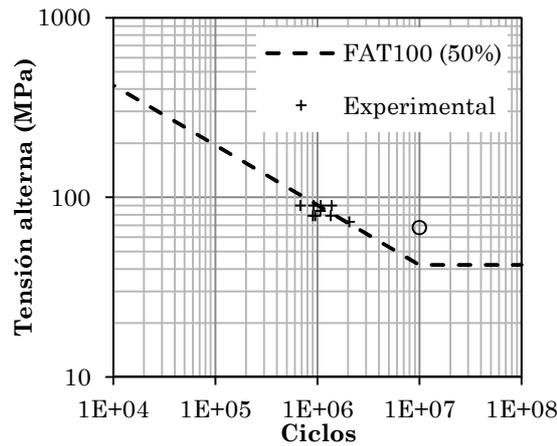


Figura 3.37. Curvas S-N calculadas con el método de la tensión estructural en el punto caliente frente a los datos experimentales para la soldadura en T.

Tabla 3.13. Comparación del error medio y el error en el límite de fatiga predicho con cada método analizado.

Caso estudiado	Tensión nominal		Método del punto caliente		Considerando las tensiones residuales	
	Error en el límite de fatiga (%)	Error medio (%)	Error en el límite de fatiga (%)	Error medio (%)	Error en el límite de fatiga (%)	Error medio (%)
Soldadura en T	50,18	22	38,08	13,87	3,41	6,93

Analizando los diferentes enfoques, se puede concluir que el método de la tensión nominal de la normativa IIW es el enfoque más conservativo con una desviación media de 22%. Por otra parte, en cuanto al enfoque de la tensión estructural en el punto caliente, se puede concluir que predice la vida a fatiga del componente soldado en T con mayor precisión que el enfoque de la tensión nominal con un error medio del 13,87%. Sin embargo, ambos métodos muestran una mayor desviación para el valor del límite de fatiga, con errores de 50,18% y 38,08% respectivamente. Por otro lado, como se puede observar la predicción de vida a fatiga en el rango de fatiga a altos ciclos con el procedimiento desarrollado en este trabajo supera la falta de precisión con un error medio del 6,93% y, especialmente con una desviación reducida en el límite de fatiga, con un error del 3,41%.

### 3.7 Conclusiones

Con el fin de predecir la vida a fatiga de diferentes uniones soldadas, se ha desarrollado un procedimiento que considera las TR estimadas numéricamente y se ha validado frente a resultados experimentales. En función de los resultados obtenidos en este estudio, se ha demostrado que el método sugerido en esta tesis tiene buena precisión a la hora de estimar la vida a fatiga en el régimen de altos ciclos, con un error medio máximo en tensión por debajo del 15% para todos los casos estudiados en esta tesis. Comparando los resultados obtenidos con el procedimiento desarrollado en esta tesis y los diferentes métodos actuales, se ha demostrado que los errores realizados los métodos actuales son mayores, como se puede observar en la comparativa realizada en esta tesis. A pesar de que en esta tesis la metodología ha sido validada únicamente para tres tipos de soldadura, soldadura a tope a 0° y a 45° y soldadura en T, se considera el estado tensional multiaxial y por lo tanto, el procedimiento propuesto se puede extender a otras configuraciones de soldadura y otros estados tensionales en el régimen de fatiga a altos ciclos.

Además, en la mayoría de los casos estudiados en esta tesis, las predicciones son conservativas. Por lo tanto, el procedimiento alcanza un compromiso entre la precisión en la predicción de vida a fatiga en el régimen de altos ciclos y la sencillez para obtener la estimación de vida a fatiga una vez que se definen el valor de las TR y la curva S-N del material base. Por consiguiente, se considera que el procedimiento propuesto es una herramienta muy efectiva para predecir la vida a fatiga de diferentes tipos de soldadura. Asimismo, el método sugerido se puede emplear para analizar la influencia de los parámetros de soldadura y el diseño de las uniones soldadas con el fin de optimizar la vida a fatiga.



## 4 CONCLUSIONES Y LÍNEAS FUTURAS

### 4.1 Conclusiones

En la actualidad existe un gran número de metodologías para predecir la vida a fatiga de las uniones soldadas sometidas a estados tensionales multiaxiales. El gran problema de todos estos métodos es que son muy conservadores, ya que generalmente no consideran el valor de las tensiones residuales. En este contexto, para dar respuesta a esta necesidad, en esta tesis doctoral se ha desarrollado un procedimiento para predecir la vida a fatiga de las uniones soldadas multipasada sometidas a un estado de tensiones multiaxial considerando el valor de las TR estimado numéricamente. Dicho procedimiento desarrollado en esta tesis consta de las siguientes fases: i) el desarrollo de un modelo analítico para obtener los parámetros de entrada del proceso de soldadura para el modelo numérico, ii) el desarrollo y la validación de un modelo numérico para predecir el patrón de tensiones residuales generados en el proceso de soldadura y iii) el desarrollo y la validación de un procedimiento para predecir la vida a fatiga del componente soldado considerando las TR.

Inicialmente se ha propuesto un modelo analítico para obtener los parámetros de entrada para realizar la simulación del proceso de soldadura. El método se basa en la física de la soldadura MIG por transferencia spray. Esta técnica presenta la ventaja de que permite determinar los parámetros de entrada para el modelo numérico del proceso de soldadura sin la necesidad de realizar ningún ensayo experimental y por lo tanto puede ser empleado como herramienta predictiva. Además, debido a que el procedimiento desarrollado en esta tesis se basa en la física del proceso de soldadura, puede ser extendido a otro tipo de soldaduras por arco eléctrico. En el modelo analítico propuesto existen dos enfoques para determinar los parámetros de entrada para el modelo numérico. Por un lado, una vez determinado las secciones transversales de cada pasada a soldar, se pueden determinar el valor de la fuente de calor y de la velocidad de soldeo para realizar la simulación de la soldadura. Por otro lado, se puede ejecutar el camino inverso, definiendo los parámetros de entrada se pueden definir las secciones transversales de cada pasada y de este modo definir la geometría de la unión soldada. En el caso de partir de las secciones a soldar, la diferencia entre la potencia teórica y la experimental es casi imperceptible, como se puede observar en la Figura 2.27 para el caso de la soldadura a tope. En cuanto a la validación de las secciones de soldadura calculadas para cada pasada a partir del conocimiento de los parámetros empleados en el proceso de soldadura, el error medio máximo realizado ha sido de un 8%. En consecuencia, considerando

los resultados obtenidos se ha demostrado que el método desarrollado en esta tesis es una herramienta muy efectiva para modelar todo tipo de soldaduras multipasada con transferencia spray.

Una vez determinado el modelo analítico, se ha desarrollado y validado un modelo numérico para predecir las TR generadas durante el proceso de soldadura. Dicho modelo numérico se basa en emplear la velocidad de soldeo (mediante la técnica morir-renacer) y la fuente de calor para cada pasada definidas con el modelo analítico desarrollado anteriormente. Este procedimiento presenta, frente a otros modelos numéricos, la ventaja de que es posible obtener el campo de tensiones residuales que se genera durante el proceso de soldadura, desde la etapa de diseño, sin la necesidad de realizar ningún ensayo experimental. Asimismo, el procedimiento desarrollado en esta tesis puede ser extendido a otro tipo de soldaduras por arco eléctrico, una vez que se haya definido el valor del rendimiento de la máquina de soldar. Para validar el modelo numérico, primeramente se ha validado el campo térmico mediante termopares y cámara termográfica y posteriormente el campo mecánico mediante el ensayo de *hole-drilling*. Los errores medios realizados en cuanto al campo térmico y el mecánico son de un 9,16% y 42 MPa respectivamente. Para certificar que el método propuesto es aplicable a uniones soldadas con diferentes configuraciones, se ha analizado la soldadura en T. En este caso, la estimación del campo térmico tiene correlación positiva con los resultados experimentales. Además, en cuanto al campo mecánico, la distorsión estimada (3,08 mm) está dentro del rango de la distorsión medida experimentalmente (2,4-4,1 mm). Por lo tanto, considerando los resultados obtenidos, se ha justificado que el procedimiento numérico sugerido en esta tesis es una herramienta adecuada para determinar de forma precisa las TR generadas en el proceso de soldadura sin la necesidad de realizar ningún ensayo experimental. Además, la metodología desarrollada alcanza un compromiso entre la precisión en la predicción del patrón térmico y la estimación del campo térmico y la simplicidad para determinar los parámetros de entrada del modelo numérico, como el coste computacional requerido.

Por último, se ha desarrollado y validado un procedimiento para predecir la vida a fatiga de los componentes soldados bajo diferentes geometrías considerando el valor de las tensiones residuales definidas con el procedimiento numérico anterior. Dicha técnica consiste en determinar la curva S-N del material soldado a partir de la curva del material base y considerando tanto el valor de las TR para cada configuración de la unión soldada como el estado tensional multiaxial mediante el empleo del plano crítico. La principal ventaja de este procedimiento frente a otros métodos para predecir la vida a fatiga de las uniones soldadas es la precisión. Analizando la estimación de vida a fatiga de las soldaduras a tope a diferentes ángulos, se ha observado que a medida que aumenta el ángulo de soldadura, aumenta el

valor del límite de fatiga, con una diferencia máxima del 21% entre la soldadura a 0° y 60°. Asimismo, se observa que la diferencia entre las soldaduras a 30°, 45° y 60° es prácticamente despreciable, con una diferencia máxima del 9%. En cuanto a la validación de la vida a fatiga de las uniones soldadas bajo diferentes configuraciones, se han analizado la soldadura a tope a 0° y a 45° y la soldadura en T. Comparando los resultados experimentales y las estimaciones, se observa que existe una correspondencia positiva para todos los ensayos realizados, especialmente para valores cercanos al límite de fatiga. Sin embargo, en la zona cercana al régimen de bajos ciclos, se observan mayores desviaciones aunque pueden ser aceptables para el método de tensión-vida que es adecuado para el análisis de vida a fatiga de altos ciclos. En función de los resultados obtenidos en este estudio, se ha demostrado que el método propuesto en esta tesis tiene una buena precisión para determinar la vida a fatiga de las uniones soldadas en el rango de altos ciclos con un error medio máximo del 15% en tensión, que es mucho menor que los errores obtenidos con los modelos actuales.

Por lo tanto, como conclusión final cabe destacar que se ha cumplido el objetivo principal planteado en esta tesis que es la de desarrollar un procedimiento para predecir la vida a fatiga de los componentes soldados multipasada sometidos a un estado tensional multiaxial considerando las TR estimadas numéricamente. Asimismo, se ha demostrado que las tensiones residuales debidas al proceso de soldadura juegan un papel fundamental en la vida a fatiga de las uniones soldadas, por lo que no se pueden obviar. Por lo tanto, el procedimiento desarrollado en esta tesis es más preciso que los métodos actuales. Además, mediante el empleo de este procedimiento se puede optimizar el diseño del componente soldado, y de esta manera ahorrar costes, derivados del aligeramiento del componente, del transporte, del consumo,...

## 4.2 Líneas futuras

Algunas líneas de trabajo futuras para implementar en el procedimiento de predicción de vida a fatiga de las uniones soldadas son las siguientes:

- Analizar numéricamente la influencia de las variables del proceso de soldadura (como por ejemplo la secuencia de soldeo, la preparación de la chapa, la geometría del pie de soldadura, el número de pasadas, el espesor de la placa...) en el patrón de tensiones residuales generadas y, por consiguiente, en la vida a fatiga. En función de dichos parámetros la vida a fatiga del componente soldado se modifica considerablemente y se podría optimizar el proceso de soldadura para minimizar el campo de las TR y aumentar la vida a fatiga.
- Verificar que el procedimiento analítico desarrollado en esta tesis es aplicable para otro tipo de transferencias (globular, pulsado y cortocircuito) y para otro tipo de soldaduras por arco eléctrico (como por ejemplo la soldadura TIG, MAG, Plasma, etc.).
- La validación del procedimiento propuesto en esta tesis se ha realizado para componentes soldados solicitados a tracción-compresión uniaxial aunque considera el estado tensional multiaxial generado. Sin embargo, en la mayoría de los casos reales, los componentes soldados están solicitados de forma multiaxial, por lo que sería interesante analizar la validez del procedimiento propuesto para este tipo de cargas.
- A menudo, los componentes soldados son sometidos a tratamientos post-soldadura, como por ejemplo el tratamiento térmico, el *ultrasonic impact treatment* (UIT), el tratamiento *shot-peening*, etc., con los cuales se modifica el estado tensional, y por lo tanto la vida a fatiga de las uniones soldadas. Dichos tratamientos no están contemplados en el procedimiento desarrollado en esta tesis, por lo que se debería de desarrollar una metodología para tener en cuenta la influencia de dichos tratamientos en las TR del componente y, por consiguiente, en la vida a fatiga.

## APORTACIÓN CIENTÍFICA

Las aportaciones más relevantes derivadas de la investigación desarrollada en esta tesis, son las siguientes:

### ***Publicaciones en revistas internacionales***

- Lopez-Jauregi, A., Esnaola, J.A., Ulacia, I., Urrutibeascoa, I., Madariaga, A. Fatigue analysis of multipass welded joints considering residual stresses. *Remitido a International Journal of Fatigue* (Diciembre 2014).
- Lopez-Jauregi, A., Ulacia, I., Esnaola, J.A., Ugarte, D., Torca, I. Procedure to predict residual stress pattern in spray transfer multipass welding. *International Journal of Advanced Manufacturing technology* (2014): 1-13.

### ***Publicaciones en congresos***

- Lopez, A., Esnaola, J.A., Ulacia, I., Shemet, O., Ugarte, D., Urrutibeascoa, I., Madariaga, A., Torca, I., Martínez, I., Garro, A. Comparación de diferentes métodos de predicción de vida a fatiga de un componente soldado a tope y su validación experimental. *XXXI Grupo Español de fractura* (San Lorenzo del Escorial, 2014).
- Lopez, A., Elguezabal, B., Ugarte, D., Ulacia, I., Esnaola, J.A., Martínez, I., Garro, A. Caracterización de la influencia de los parámetros de soldadura a tope multipasada en el patrón de tensiones residuales. *XXX Grupo Español de fractura* (Toledo, 2013).
- Sáez de Buruaga, M., Lopez, A., Ugarte, D., Ulacia, I., Esnaola, J.A., Martínez, I., Garro, A. Desarrollo y validación de un modelo numérico para la predicción de tensiones residuales en uniones soldadas. *XXX Grupo Español de fractura* (Toledo, 2013). Premio accésit al poster presentado.
- Lopez-Jauregi, A., Saez, M., Ugarte, D., Ulacia, I., Esnaola, J.A., Martínez, I., Garro A. Caracterización numérico-experimental de tensiones residuales en soldadura

multipasada del acero S275JR. *XIX congreso nacional de ingeniería mecánica* (Castellón, 2012).

- Lopez, A., Larrañaga, P., Frojan, A., Martínez, I., Garro, A., Ulacia, I., Esnaola, J.A., Topera soldatutako S275JR altzairu estrukturalaren nekearekiko bizitza iragarpenen konparaketa eta balioztatze esperimentalak. *I Materialen Zientzia eta Teknologia Kongresua* (Arrasate, 2012).

## REFERENCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] Visdos, R.J. State of the welding industry report: Executive summary. [On-line], [http://www.weld-ed.org/NR/rdonlyres/363B5036-3FB6-4631-B0DE-30B91EB82B88/0/welded\\_excutive\\_summ.pdf](http://www.weld-ed.org/NR/rdonlyres/363B5036-3FB6-4631-B0DE-30B91EB82B88/0/welded_excutive_summ.pdf), [Consulta 20/01/2015].
- [2] Langkjær, J. *Numerical modelling of welding induced stresses*. PhD thesis, Technical University of Denmark, Department of Manufacturing Engineering and Management, 2003.
- [3] United States Bureau of Labor Statistics. Welders, cutters, solderers, and brazers. [On-line], <http://www.bls.gov/ooh/production/welders-cutters-solderers-and-brazers.htm#tab-3> [Consulta 20/01/2015].
- [4] Miller, C., Crawford, M.H., French, R., *et al.* Welding-related expenditures, investments, and productivity measurement in us manufacturing, construction, and mining industries. *American Welding Society*, 2002. [On-line] <https://www.aws.org/research/HIM.pdf> [Consulta 20/01/2015].
- [5] Sekiyama, T. Outlook for chinese foreign policy: A realistic prognosis, 12 2012. [On-line] <http://www.tokyofoundation.org/en/articles/2012/outlook-for-chinese-foreign-policy> [Consulta 20/01/2015].
- [6] Sattari-Far, I. y Farahani, M.R. Effect of the weld groove shape and pass number on residual stresses in butt-welded pipes. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, 86(11):723–731, 2009.
- [7] Deng, D. y Murakawa, H. Numerical simulation of temperature field and residual stress in multi-pass welds in stainless steel pipe and comparison with experimental measurements. *Computational materials science*, 37(3):269–277, 2006.
- [8] Turski, M., Francis, J.A., Hurrell, P.R., Bate, S.K., Hiller, S. y Withers, P.J. Effects of stop–start features on residual stresses in a multipass austenitic stainless steel weld. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, 89:9–18, 2012.

- 
- [9] Fracture investigations. Metallic failures in bicycles. [On-line] <http://fractureinvestigations.com/metallicfailures.php> [Consulta 20/01/2015].
- [10] Gagg, C.R. y Lewis, P.R. In-service fatigue failure of engineered products and structures—case study review. *Engineering Failure Analysis*, 16(6):1775–1793, 2009.
- [11] Al-Emrani, M y Kliger, R. Fatigue prone details in steel bridges. *Nordic Steel Construction Conference*, 2009.
- [12] Ship structure comitte. MSC Carla, complete hull failure in a lengthened container vessel. [On-line] [http://www.shipstructure.org/case\\_studies/carla/](http://www.shipstructure.org/case_studies/carla/) [Consulta 20/01/2015].
- [13] Maddox, S.J. *Fatigue strength of welded structures*. Woodhead publishing, 1991.
- [14] Kong, F., Ma, J. y and Kovacevic, R. Numerical and experimental study of thermally induced residual stress in the hybrid laser–gma welding process. *Journal of Materials Processing Technology*, 211(6):1102–1111, 2011.
- [15] Messler, R.W. *Principles of welding: processes, physics, chemistry, and metallurgy*. John Wiley & Sons, 2008.
- [16] Brickstad, B. y Josefson, B.L. A parametric study of residual stresses in multi-pass butt-welded stainless steel pipes. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, 75(1):11–25, 1998.
- [17] Keivani, R., Jahazi, M., Pham, T., Khodabandeh, A.R. y Afshar, M.R. Predicting residual stresses and distortion during multisequence welding of large size structures using fem. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, pages 1–11, 2014.
- [18] Asadi, M., Goldak, J.A., Nielsen, J., Zhou, J., Tchernov, S. y Downey, D. Analysis of predicted residual stress in a weld and comparison with experimental data using regression model. *International Journal of Mechanics and Materials in Design*, 5(4):353–364, 2009.
- [19] Chang, P.H. y Teng, T.L. Numerical and experimental investigations on the residual stresses of the butt-welded joints. *Computational Materials Science*, 29(4):511–522, 2004.

- 
- [20] Paradowska, A., Price, J.W.H., Ibrahim, R. y Finlayson, T. A neutron diffraction study of residual stress due to welding. *Journal of materials processing technology*, 164:1099–1105, 2005.
- [21] Dong, P. y Brust, F.W. Welding residual stresses and effects on fracture in pressure vessel and piping components: a millennium review and beyond. *Journal of Pressure Vessel Technology*, 122(3):329–338, 2000.
- [22] García, V. *Optimización de procesos de mecanizado mediante control de tensiones residuales y otros parámetros de integridad superficial*. PhD thesis, Campus tecnológico de la universidad de Navarra, 2006.
- [23] Cicero-González, S., Fernández-de Rucoba, D., Álvarez-Laso, J.A. y Ramos, O.R.. Estudio a fatiga de uniones soldadas a tope. Comparativa y validación de las principales metodologías. *DYNA-Ingeniería e Industria*, 88(2), 2012.
- [24] Hernández, G., Díaz, J.L. y Pérez, B. *Manual del soldador*. CESOL, 1996.
- [25] Zamiri, F. *Welding Simulation and Fatigue Assessment of Tubular K-Joints in High-Strength Steel*. PhD thesis, École Polytechnique Fédérale de Lausanne, 2014.
- [26] Lindgren, L.E. *Computational welding mechanics Thermomechanical and microstructural simulations*. Woodhead Publishing Limited, 2007.
- [27] Lindgren, L.E. Finite element modeling and simulation of welding part 1: Increased complexity. *Journal of thermal stresses*, 24(2):141–192, 2001.
- [28] Pilipenko, A. *Computer simulation of residual stress and distortion of thick plates in multi-electrode submerged arc welding. Their mitigation techniques*. PhD thesis, Norwegian University of Science and Technology, 2001.
- [29] Radaj, D. *Heat effects of welding*. Springer Berlin et al., 1992.
- [30] Mochizuki, M. Control of welding residual stress for ensuring integrity against fatigue and stress–corrosion cracking. *Nuclear engineering and design*, 237(2):107–123, 2007.
- [31] Gannon, L., Liu, Y., Pegg, N. and Smith, M. Effect of welding sequence on residual stress and distortion in flat-bar stiffened plates. *Marine Structures*, 23(3):385–404, 2010.
- [32] Jiang, W. y Yahiaoui, K. Effect of welding sequence on residual stress distribution in a multipass welded piping branch junction. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, 95:39–47, 2012.
-

- [33] Teng, T.L., Chang, P.H. y Tseng, W.C. Effect of welding sequences on residual stresses. *Computers & structures*, 81(5):273–286, 2003.
- [34] Leggatt, R.H. Residual stresses in welded structures. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, 85(3):144–151, 2008.
- [35] Teng, T.L., Fung, C.P. y Chang, P.H. Effect of weld geometry and residual stresses on fatigue in butt-welded joints. *International journal of pressure vessels and piping*, 79(7):467–482, 2002.
- [36] Murugan, N. y Parmar, R.S. Effects of mig process parameters on the geometry of the bead in the automatic surfacing of stainless steel. *Journal of Materials Processing Technology*, 41(4):381–398, 1994.
- [37] Teng, T.L. y Lin, C.C. Effect of welding conditions on residual stresses due to butt welds. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, 75(12):857–864, 1998.
- [38] Murugan, S., Rai, S.K., Kumar, P.V., Jayakumar, T., Raj, B. y Bose, M.S.C. Temperature distribution and residual stresses due to multipass welding in type 304 stainless steel and low carbon steel weld pads. *International journal of pressure vessels and piping*, 78(4):307–317, 2001.
- [39] DeGarmo, E.P., Lo Meriam, J. y Jonassen, F. The effect of weld length upon the residual stresses of unrestrained butt welds. *Welding Research (Suppl.)*, pages 485–487, 1946.
- [40] Fallahi, A., Jafarpur, K. y Nami, M.R. Analysis of welding conditions based on induced thermal irreversibilities in welded structures: Cases of welding sequences and preheating treatment. *Scientia Iranica*, 18(3):398–406, 2011.
- [41] Totten, G.E., Howes, M.A.H. y Inoue, T. *Handbook of residual stress and deformation of steel*. Asm Intl, 2002.
- [42] Naidu, D.S., Moore, K.L. y Ozelik, S. *Modeling, sensing and control of gas metal arc welding*. Kidlington (UK): Elsevier Science Ltd, 2003.
- [43] Goldak, J.A. y Akhlaghi, M. *Computational welding mechanics*. Springer, 2005.
- [44] Goldak, J.A., Asadi, M. y Garcia, R. Why power per unit length of weld does not characterize a weld? *Computational Materials Science*, 48(2):390–401, 2010.

- 
- [45] Perret, W., Schwenk, C. y Rethmeier, M. Comparison of analytical and numerical welding temperature field calculation. *Computational Materials Science*, 47(4):1005–1015, 2010.
- [46] Gery, D., Long, H. y Maropoulos, P. Effects of welding speed, energy input and heat source distribution on temperature variations in butt joint welding. *Journal of Materials Processing Technology*, 167(2):393–401, 2005.
- [47] Rosenthal, D. Mathematical theory of heat distribution during welding and cutting. *Welding Journal*, 20(5):220s–234s, 1941.
- [48] Adams, C.M. Cooling rates and peak temperatures in fusion welding. *Welding J.(NY)*, 37, 1958.
- [49] Rykhaline, N.N. Energy sources for welding. *Revista de Soldadura*, 6(3):125–140, 1976.
- [50] Sudnik, W., Radaj, D. y Erofeew, W. Validation of computerised simulation of welding processes. *Numerical Analysis of Weldability*, pages 477–493, 1997.
- [51] Argyris, J.H., Szimmat, J. y Willam, K.J. Computational aspects of welding stress analysis. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 33(1):635–665, 1982.
- [52] Goldak, J.A., Bibby, M., Moore, J., House, R. y Patel, B. Computer modeling of heat flow in welds. *Metallurgical Transactions B*, 17(3):587–600, 1986.
- [53] Pavelic, V., Tanbakuchi, R., Uyehara, O.A. y Myers, P.S. Experimental and computed temperature histories in gas tungsten-arc welding of thin plates. *Weld J*, 48(7):295, 1969.
- [54] Lopez-Jauregi, A., Ulacia, I., Esnaola, J.A., Ugarte, D. y Torca, I. Procedure to predict residual stress pattern in spray transfer multipass welding. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, pages 1–13, 2014.
- [55] Goldak, J.A., Chakravarti, A. y Bibby, M. A new finite element model for welding heat sources. *Metallurgical transactions B*, 15(2):299–305, 1984.
- [56] Friedman, E. Thermomechanical analysis of the welding process using the finite element method. *Journal of Pressure Vessel Technology*, 97(3):206–213, 1975.
- [57] Krutz, G.W. y Segerlind, L.J. Finite element analysis of welded structures. *Welding Research Supplement*, 57:211s–16s, 1978.
-

- [58] Chen, B.Q., Hashemzadeh, M. y Soares, C.G. Numerical and experimental studies on temperature and distortion patterns in butt-welded plates. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 72(5-8):1121–1131, 2014.
- [59] Zhu, W.F., Xu, C. y Zeng, L. Coupled finite element analysis of mig welding assembly on auto-body high-strength steel panel and door hinge. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 51(5-8):551–559, 2010.
- [60] Lidam, R.N., Manurung, Y.H.P., Haruman, E., Redza, M.R., Rahim, M.R., Sulaiman, M.S., Zakaria, M.Y., Tham, G., Abas, S.K. y Chau, C.Y. Angular distortion analysis of the multipass welding process on combined joint types using thermo-elastic-plastic fem with experimental validation. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 69(9-12):2373–2386, 2013.
- [61] Price, J.W.H., Paradowska, A., Joshi, S. y Finlayson, T. Residual stresses measurement by neutron diffraction and theoretical estimation in a single weld bead. *International journal of pressure vessels and piping*, 83(5):381–387, 2006.
- [62] Deng, D. y Murakawa, H. Prediction of welding distortion and residual stress in a thin plate butt-welded joint. *Computational Materials Science*, 43(2):353–365, 2008.
- [63] Deng, D. Fem prediction of welding residual stress and distortion in carbon steel considering phase transformation effects. *Materials & Design*, 30(2):359–366, 2009.
- [64] Pichot, F., Danis, M, Lacoste, E y Danis, Y. Numerical definition of an equivalent gtaW heat source. *Journal of Materials Processing Technology*, 213(7):1241–1248, 2013.
- [65] Wahab, M.A y Painter, M.J. Numerical models of gas metal arc welds using experimentally determined weld pool shapes as the representation of the welding heat source. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, 73(2):153–159, 1997.
- [66] Lundbäck, A. *Finite element modelling and simulation of welding of aerospace components*. Luleå tekniska universitet, 27, 2003.

- 
- [67] Brand, M. y Siegele, D. Numerical simulation of distortion and residual stresses of dual phase steels weldments. *Welding in the World*, 51(9-10):56–62, 2007.
- [68] Bag, S, Kiran, D.V., Syed, A.A. y De, A. Efficient estimation of volumetric heat source in fusion welding process simulation. *Welding in the World*, 56(11-12):88–97, 2012.
- [69] Barsoum, Z. Residual stress prediction and relaxation in welded tubular joint. *Welding in the World*, 51(1-2):23–30, 2007.
- [70] Jiang, W.C., Wang, B.Y., Gong, J.M. y Tu, S.T. Finite element analysis of the effect of welding heat input and layer number on residual stress in repair welds for a stainless steel clad plate. *Materials & Design*, 32(5):2851–2857, 2011.
- [71] Hu, J. y Tsai, H.L. Heat and mass transfer in gas metal arc welding. part i: The arc. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 50(5):833–846, 2007.
- [72] Hu, J. y Tsai, H.L. Heat and mass transfer in gas metal arc welding. part ii: The metal. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 50(5):808–820, 2007.
- [73] Xu, G., Hu, J. y Tsai, H.L. Three-dimensional modeling of arc plasma and metal transfer in gas metal arc welding. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 52(7):1709–1724, 2009.
- [74] Feng, Z. *Processes and mechanisms of welding residual stress and distortion*. Elsevier, 2005.
- [75] Anca, A. *Computer simulation of steel thermomechanical processes at high temperatures*. PhD thesis, Universidad Nacional del Litoral (FICH/INTEC/CONICET), 2008.
- [76] Larrañaga, J. *Geometrical accuracy improvement in flexible roll forming process by means of local heating*. PhD thesis, Mondragon Unibertsitatea, 2011.
- [77] *Infrared training center (ITC), Manual curso Nivel 1, 2010*.
- [78] Rossini, N.S., Dassisti, M., Benyounis, K.Y. and Olabi, A.G. Methods of measuring residual stresses in components. *Materials & Design*, 35:572–588, 2012.

- [79] Withers, P.J., Turski, M., Edwards, L., Bouchard, P.J. y Buttle, D.J. Recent advances in residual stress measurement. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, 85(3):118–127, 2008.
- [80] Withers, P.J. y Bhadeshia, H. Residual stress. part 1 measurement techniques. *Materials Science and Technology*, 17(4):355–365, 2001.
- [81] E. ASTM. 837-01. *Standard Test Method for Determining Residual Stresses by the Hole-Drilling Strain-Gage Method*, 2002.
- [82] Oettel, R. The determination of uncertainties in residual stress measurement (using the hole drilling technique). *Code of Practice*, 15, 2000.
- [83] Kudryavtsev, Y.F. *Residual stres*. Handbook of experimental solid mechanics, pages 371–388, 2008.
- [84] Norrish, J. *Advanced welding processes*. Institute of physics, 1992.
- [85] Lesnewich, A. Commentary on gmaw parameter selection paper, 2003.
- [86] Palani, P.K. y Murugan, N. Modeling and simulation of wire feed rate for steady current and pulsed current gas metal arc welding using 317l flux cored wire. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 34(11-12):1111–1119, 2007.
- [87] Suban, M. y Tušek, J. Dependence of melting rate in mig/mag welding on the type of shielding gas used. *Journal of Materials Processing Technology*, 119(1):185–192, 2001.
- [88] Murray, P.E. Selecting parameters for gmaw using dimensional analysis. *Welding Journal-New York-*, 81(7):125–S, 2002.
- [89] Palani, P.K. y Murugan, N. Selection of parameters of pulsed current gas metal arc welding. *Journal of Materials Processing Technology*, 172(1):1–10, 2006.
- [90] Modenesi, P.J. y Reis, R.I. A model for melting rate phenomena in gma welding. *Journal of Materials Processing Technology*, 189(1):199–205, 2007.
- [91] Lincoln Electric. GMAW welding guide. . [On-line] [http://www.shipstructure.org/case\\_studies/carla/](http://www.shipstructure.org/case_studies/carla/). [Consulta 20/01/2015].
- [92] Ranjbarnodeh, E., Pouranvari, M. y Fischer, A. Influence of welding parameters on residual stresses in dissimilar hsla steels welds. *Association of Metallurgical Engineers of Serbia*, 2013.

- [93] Mills, K.C. *Recommended values of thermophysical properties for selected commercial alloys*. Woodhead Publishing, 2002.
- [94] Conductividad térmica para acero al carbono AISI 1010. [On-line] [http://www.efunda.com/materials/alloys/carbon\\_steels/show\\_carbon.cfm?ID=AISI\\_1010&show\\_prop=tc&Page\\_Title=Carbon%20Steel%20AISI%201010](http://www.efunda.com/materials/alloys/carbon_steels/show_carbon.cfm?ID=AISI_1010&show_prop=tc&Page_Title=Carbon%20Steel%20AISI%201010). [Consulta 20/01/2015].
- [95] Pitz, M y Merklein, M. Fe simulation of laser assisted bending. In *Proceedings of the 11th International Conference: Sheet Metal*, pages 745–52, 2005.
- [96] Propiedades de traccion a elevadas temperaturas para el acero S275, [On-line] [http://www.thyssenfrance.com/fich\\_tech\\_en.asp?product\\_id=17930](http://www.thyssenfrance.com/fich_tech_en.asp?product_id=17930). [Consulta 20/01/2015].
- [97] BS EN. Eurocode 3: Design of steel structures - part 1-2: General rules - structural fire design, 2005.
- [98] Safety data sheet for Stargon 82, (On-line). <http://www.cialgas.com/wp-content/uploads/2012/09/STARGON-82.pdf>. [Consulta 20/01/2015].
- [99] Anzehaee, M.M. and Haeri, M. Estimation and control of droplet size and frequency in projected spray mode of a gas metal arc welding (gma) process. *ISA transactions*, 50(3):409–418, 2011.
- [100] Diferencia entre termopar tipo N y tipo K, (On-line). <http://www.sciempresa.com/informaci%C3%B3n-t%C3%A9cnica/News/show/diferencias-entre-termopar-tipo-k-y-tipo-n-1080>. [Consulta 20/01/2015].
- [101] ASTM International. *Standard Test Method for Measurement of Fatigue Crack Growth Rates*. ASTM International, 2011.
- [102] Stephens, R.I., Fatemi, A., Stephens, RR y Fuchs, H.O. *Metal fatigue in engineering.*, 2001.
- [103] Dvorak P. *New ideas in fatigue analysis*, 2002.
- [104] Fernández de Rucoba, D. *Optimización del diseño a fatiga de uniones soldadas a tope y su aplicación al dimensionamiento de soldaduras transversales de torres eólicas*. 2012.
- [105] Schijve, J. *Fatigue of structures and materials*. Springer Netherlands, 2001.
- [106] Pyttel, B., Schwerdt, D. y Berger, C. Very high cycle fatigue-is there a fatigue limit? *International Journal of Fatigue*, 33(1):49–58, 2011.

- [107] Zhao, X., Dongpo, W., Deng, C., Liu, Y. y Zongxian, S. The fatigue behaviors of butt welds ground flush in the super-long life regime. *International Journal of Fatigue*, 36(1):1–8, 2012.
- [108] Murakami, Y. and Matsunaga, H. The effect of hydrogen on fatigue properties of steels used for fuel cell system. *International journal of fatigue*, 28(11):1509–1520, 2006.
- [109] Shiozawa, K., Morii, Y., Nishino, S. y Lu, L. . Subsurface crack initiation and propagation mechanism in high-strength steel in a very high cycle fatigue regime. *International journal of fatigue*, 28(11):1521–1532, 2006.
- [110] Randelius, M. *Influence of microstructure on fatigue and ductility properties of tool steels*. PhD thesis, Royal Institute of Technology, Stockholm, 2008.
- [111] Paris, P.C., Marines-Garcia, I, Hertzberg, R.W. y Donald, J.K. The relationship of effective stress intensity, elastic modulus and burgers-vector on fatigue crack growth as associated with “fish eye” gigacycle fatigue phenomena. In *The Third International Conference on Very High Cycle Fatigue, Kusatsu, Ritsumeikan University*, pages 1–13, 2004.
- [112] Mayer, H. Fatigue damage of low amplitude cycles in low carbon steel. *Journal of materials science*, 44(18):4919–4929, 2009.
- [113] Berger, C., Pyttel, B. y Trossmann, T. Very high cycle fatigue tests with smooth and notched specimens and screws made of light metal alloys. *International journal of fatigue*, 28(11):1640–1646, 2006.
- [114] Sakai, T. Review and prospects for current studies on very high cycle fatigue of metallic materials for machine structural use. *Journal of Solid Mechanics and Materials Engineering*, 3(3):425–439, 2009.
- [115] Marines, I., Dominguez, G., Baudry, G., Vittori, J.F., Rathery, S., Doucet, J.P. y Bathias, C. Ultrasonic fatigue tests on bearing steel aisi-sae 52100 at frequency of 20 and 30 khz. *International journal of fatigue*, 25(9-11):1037–1046, 2003.
- [116] Lee, Y.L. *Fatigue testing and analysis: Theory and practice*, volume 13. Butterworth-Heinemann, 2005.
- [117] Avilés, R. *Análisis de fatiga en máquinas*. Thomson-Paraninfo, 2005.
- [118] Basquin, O.H. The exponential law of endurance tests. In *Proc. ASTM*, volume 10, pages 625–630, 1910.

- 
- [119] McCarthy, O. *A study of microstructure-sensitive crack nucleation and wear in fretting*. PhD thesis, 2013.
- [120] Paris, P.C. y Erdogan, F. A critical analysis of crack propagation laws. *Journal of Fluids Engineering*, 85(4):528–533, 1963.
- [121] Lassen, T and Recho, N. *Fatigue life analyses of welded structures*. Iste London, 2006.
- [122] Radaj, D, Sonsino, C.M. y Fricke, W. *Fatigue assessment of welded joints by local approaches*. Woodhead publishing, 2006.
- [123] Barsoum, Z. *Residual stress analysis and fatigue assessment of welded steel structures*. PhD thesis, KTH, 2008.
- [124] Horn, A.M., Aihara, S., Andersen, M., Biot, M, Bohlmann, B., Cammen, J, Choi, B.K., Garbatov, Y., Mishra, B., Qian, X., *et al.* Fatigue and fracture. In *18th International Ship and Offshore Structures Congress ISSC 2012. Committee III. 2 Volume*, volume 1, 2012.
- [125] Susmel, L. Modified wöhler curve method, theory of critical distances and eurocode 3: A novel engineering procedure to predict the lifetime of steel welded joints subjected to both uniaxial and multiaxial fatigue loading. *International Journal of Fatigue*, 30(5):888–907, 2008.
- [126] Hobbacher, A. Welding Research Council (US), and International Institute of Welding. *Recommendations for fatigue design of welded joints and components*. Welding Research Council, 2009.
- [127] Atzori, B., Lazzarin, P., Meneghetti, G. y Ricotta, M. Fatigue design of complex welded structures. *International Journal of Fatigue*, 31(1):59–69, 2009.
- [128] British Standard BS7608. Code of practice for fatigue design and assessment of steel structures. *British Standards Institution*, 1993.
- [129] Offshore technology report 2001/015.
- [130] Eurocode 3: Design of steel structures - part 1-9: Fatigue, 2005.
- [131] Det Norske Veritas. Fatigue design of offshore steel structures. *DNV Recommended Practice DNV-RP-C203*, 2010.

- [132] Dong, P., Hong, J.K., Osage, D.A. y Prager, M. Master sn curve method for fatigue evaluation of welded components. *Welding Research Council Bulletin*, (474), 2002.
- [133] Horn, A. y Andersen, M.R. Committee iii. 2 “fatigue and fracture”. In *Proc. 17th International Ship and Offshore Structures Congress (ISSC2009)*, pages 16–21, 2009.
- [134] Fricke, W. y Kahl, A. Comparison of different structural stress approaches for fatigue assessment of welded ship structures. *Marine structures*, 18(7):473–488, 2005.
- [135] Xiao, Z.G. y Yamada, K. A method of determining geometric stress for fatigue strength evaluation of steel welded joints. *International Journal of Fatigue*, 26(12):1277–1293, 2004.
- [136] Fricke, W. Guideline for the fatigue assessment by notch stress analysis for welded structures. *International Institute of Welding*, 13:2240–08, 2008.
- [137] Papuga, J. *Mapping of fatigue damages-program shell of fe-calculation*. PhD thesis, CTU in Prague, 2005:115, 2005.
- [138] Avilés, R. *Notas sobre análisis de fatiga en máquinas*. 2012.
- [139] Lorand, K. Review of high cycle fatigue models applied for multiaxial tension-torsion loading based on a new accuracy assessment parameter. *Journal of Engineering Studies and Research*, 18(3), 2012.
- [140] Bäckström, M. Multiaxial fatigue life assessment of welds based on nominal and hot spot stresses. PhD thesis, 2003.
- [141] Findley, W.N. *A theory for the effect of mean stress on fatigue of metals under combined torsion and axial load or bending*. Number 6. Engineering Materials Research Laboratory, Division of Engineering, Brown University, 1958.
- [142] Marquis, G., Bäckström, M. y Siljander, A. Multiaxial fatigue damage parameters for welded joints: design code and critical plane approaches. *Welded High-Strength Steel Structures*, pages 127–141, 1997.
- [143] Carpinteri, A., Spagnoli, A., Vantadori, S. y Viappiani, D. A multiaxial criterion for notch high-cycle fatigue using a critical-point method. *Engineering Fracture Mechanics*, 75(7):1864–1874, 2008.

- 
- [144] Carpinteri, A., Spagnoli, A. y Vantadori, S. Multiaxial fatigue life estimation in welded joints using the critical plane approach. *International Journal of Fatigue*, 31(1):188–196, 2009.
- [145] Papadopoulos, I.V. Critical plane approaches in high-cycle fatigue: On the definition of the amplitude and mean value of the shear stress acting on the critical plane. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, 21(3):269–285, 1998.
- [146] Sonsino, C.M. Multiaxial fatigue assessment of welded joints—recommendations for design codes. *International Journal of Fatigue*, 31(1):173–187, 2009.
- [147] Sonsino, C.M. Overview of the state of the art on multiaxial fatigue of welds. *European Structural Integrity Society*, 25:195–217, 1999.
- [148] Bae, D.H., Sohn, I.S. y Hong, J.K. Assessing the effects of residual stresses on the fatigue strength of spot welds. *Welding Journal-New York-*, 82(1):18–S, 2003.
- [149] Barsoum, Z. y Lundbäck, A. Simplified fe welding simulation of fillet welds—3d effects on the formation residual stresses. *Engineering Failure Analysis*, 16(7):2281–2289, 2009.
- [150] Bokesjö, M., Al-Emrani, M. y Svensson, T. Fatigue strength of fillet welds subjected to multi-axial stresses. *International Journal of Fatigue*, 44:21–31, 2012.
- [151] Karolczuk, A. y Macha, E. A review of critical plane orientations in multiaxial fatigue failure criteria of metallic materials. *International Journal of Fracture*, 134(3-4):267–304, 2005.
- [152] Forsyth, P.J.E. A two stage process of fatigue crack growth. In *Proceedings of the Crack propagation Symposium*, volume 1, pages 76–94, 1961.
- [153] Zhu, M.-L., Xuan, F.-Z., Du, Y.-N. y Tu, S.-T. Very high cycle fatigue behavior of a low strength welded joint at moderate temperature. *International Journal of Fatigue*, 40:74–83, 2012.
- [154] E. ASTM. 466-96. *Standard Practice for Conducting Force Controlled Constant Amplitude Axial Fatigue Tests of Metallic Materials*, 2002.
- [155] Haibach, E. *Analytical strength assessment of components in mechanical engineering*. VDMA-Verlag, 2003.
-

