

Universidad Nacional de Rosario
Facultad de Ciencias Exactas, Ingeniería y Agrimensura



Proyecto de Grado
Carrera de Ingeniería Civil

COMPORTAMIENTO A FLEXIÓN DE SOLDADURAS DE FILETE UNILATERAL

ESTUDIANTE
AGUSTÍN IGNACIO RAFAELLI (R-4398/2)

DIRECTORES:
ING. FIDELEFF, HORACIO

ASESORES:
DRA. PORTAPILA, MARGARITA
ING. NAVARRO, RAÚL

*Trabajo presentado en la Facultad de Ciencias Exactas, Ingeniería y Agrimensura,
en cumplimiento parcial de los requisitos para alcanzar la titulación en*

Ingeniería Civil

Agosto de 2026

Índice

Índice de Figuras	V
Índice de Tablas	VIII
Glosario	IX
1 Introducción	1
1.1 Motivación	1
1.2 Objetivo y procedimiento	6
1.2.1 Objetivo General	6
1.2.2 Objetivos Particulares	6
2 Materiales	7
2.1 Material Base	7
2.1.1 Aceros estructurales	7
2.2 Material de Aporte	9
2.2.1 Uniones soldadas	9
2.2.2 Procedimiento de soldadura	10
2.2.3 Designación del Electrodo	11
3 Fundamentos y Tecnología de Soldaduras	13
3.1 Introducción	13
3.2 Soldaduras de Filete	13
3.3 Soldabilidad	14
3.4 Zona Afectada Térmicamente (ZAT)	15
3.5 Tecnología en taller	16
4 Diseño de Soldadura de Filete y Criterios de Falla	18
4.1 Introducción	18
4.2 Energía de Distorsión	18
4.3 Criterio de Von Mises	19
4.4 Diseño de Soldadura Según Eurocódigo 3	19
4.4.1 El Método Simplificado	20
4.4.2 El Método Direccional	21
4.4.3 Nueva Metodología de Diseño	23
4.5 Diseño de Soldadura Según CIRSOC 301	23
4.6 Diseño de Soldadura Según AISC 360	24
4.7 Comparación de Reglamentaciones	25

5	Ensayo Experimental	28
5.1	Introducción	28
5.2	Ensayo de Flexión	28
5.3	Investigación Complementaria	30
5.3.1	Ensayo de Tracción	30
5.3.2	Correlación Digital de Imágenes (DIC)	32
5.3.3	Escaneo de Macrosecciones y secciones críticas	33
6	Calibración del Material	35
6.1	Introducción	35
6.2	Tensiones y Deformaciones	35
6.3	Modelo Constitutivo	36
6.4	Material Base - S355	37
6.4.1	Modelo 1	37
6.4.2	Modelo 2	40
6.5	Material de Aporte	41
6.5.1	Modelo 1	41
6.5.2	Modelo 2	44
7	Validación del Modelo FEM	45
7.1	Introducción	45
7.2	Proceso de Validación	46
7.2.1	Geometría de la soldadura	46
7.2.2	Modelo constitutivo del material	47
7.2.3	Tipo de elemento y formulación del análisis	48
7.2.4	Tamaño de malla	49
7.3	Modelo Final Adoptado	50
7.4	Verificación mediante DIC	52
8	Investigación de Distribuciones de Tensión	54
8.1	Introducción	54
8.2	Sección Transversal para Evaluación de Tensión en Soldadura	54
8.3	Evaluación de la Tensión Normal	57
8.3.1	Momento Externo	57
8.3.2	Momento Interno	58
8.3.3	Error M_{ext} vs. M_{int}	59
8.4	Efecto de la Triaxialidad	59
9	Evaluación dimensión ambiental	61
9.1	Introducción	61
9.2	Industria, innovación e infraestructura - ODS 9	61
9.3	Producción y consumo responsable - ODS 12	62

10 Conclusión	63
10.1 Conclusión General	63
10.2 Conclusiones Particulares	64
A Anexo: Gráficas complementarias	66
A.1 Datos Consumo Aparente del Acero en Argentina	66
A.2 Ensayo de unión soldada	66
A.3 S355 - Ensayos de tracción	69
A.4 G46 - Ensayos de tracción	70
A.5 MEF - Validación - Resultados A2	71
B Anexo: Cálculo de Soldadura según Reglamentaciones	74
B.1 Ejemplo Dimensionamiento - Eurocódigo 3	74
B.2 Ejemplo Dimensionamiento - CIRSOC 301	76
B.3 Ejemplo Dimensionamiento - AISC	77
C Anexo: Código para la integración de tensiones	80
Bibliografía	XII

Índice de Figuras

1.1	Indicador Sintético de la Actividad de la Construcción (ISAC) del INDEC [2].	1
1.2	Esquema de tablero con dos o más secciones huecas herméticas [3].	2
1.3	Plano de ubicación del proyecto K20, Hamburgo.	3
1.4	Proyecto K20, Hamburgo: Ampliación de la autopista elevada Elbmarsch.	3
1.5	Sección transversal del tablero del puente [6].	4
1.6	Detalle de viga cajón para la ampliación del tablero del puente [6].	4
1.7	Sección de Viga Cajón	5
2.1	Soldadura por Arco Metálico con Gas (GMAW) [16].	10
3.1	Tipos de uniones [17] [22].	13
3.2	Partes de la soldadura de filete [17][22].	14
3.3	Concepto de Soldabilidad [23]	15
3.4	Zona Afectada Térmicamente (ZAT) [18]	16
3.5	Proceso de soldadura de la viga cajón en taller [28]	17
3.6	Proceso de recubrimiento anticorrosión de la viga cajón en taller [28]	17
4.1	Energía de distorsión para un estado triaxial de tensiones en un elemento diferencial.	19
4.2	Tensión Media aplicada a la garganta - Evaluación de resultados de ensayos en conexiones soldadas para obtener la función de resistencia y factores de modelo adecuados [32].	20
4.3	Tensión aplicada a la garganta - Resistencia de Diseño de Soldaduras Unilaterales [33].	21
4.4	Ejemplo de Soldadura - Esquema estructural.	26
5.1	Dimensiones de las probetas en mm - A2, B2, C2	28
5.2	Dimensiones de las muestras de ensayos extraídas de A2, B2, C2 en mm	29
5.3	Secuencia ensayo de flexión.	29
5.4	Esquema del recálculo del desplazamiento como un Ángulo.	30
5.5	Probeta de tracción tipo A [38]	31
5.6	Ensayo de Tracción G46, muestra tomada en la dirección de la soldadura.	32
5.7	G46 - Muestra de Ensayo	32
5.8	Probeta de tracción tipo B [38]	32
5.9	Configuración DIC	33
5.10	Secciones de soldadura de muestras A2, B2 y C2.	33
5.11	Secciones Críticas de muestras A2, B2 y C2.	34
6.1	S355 - Modelo 1	38
6.2	Cálculo de Parámetros de Hollomon, K y n - S355.	39
6.3	Calibración en Abaqus - determinando deformación plástica y tensión.	40
6.4	G46 - Modelo 1	42
6.5	Cálculo de Parámetros de Hollomon, K y n - G46.	43

7.1	Simulación FEM A2 - modelo de simetría.	45
7.2	Geometría soldadura de A2 para validación.	46
7.3	Comparación de geometría A2 para validación.	47
7.4	Comparación del modelo constitutivo A2 para validación.	47
7.5	Comparación de Tipos de Elementos y Métodos de Análisis de A2 para validación.	49
7.6	A2 - Malla	49
7.7	Refinamiento de malla en Modelo A2 para validación.	50
7.8	Modelos validados - A2 [27].	51
7.9	Modelos validados - B2 [27].	51
7.10	Modelos validados - C2 [27].	52
7.11	Deformaciones logarítmicas - DIC [27].	52
7.12	Deformaciones logarítmicas - FEM - A2 [27].	53
7.13	Deformaciones logarítmicas - FEM - B2 [27].	53
7.14	Deformaciones logarítmicas - FEM - C2 [27].	53
8.1	Dirección de la garganta adoptada en el modelo FEM [27].	54
8.2	Secciones transversales para el análisis de tensión a lo largo del cordón de soldadura [27].	55
8.3	Puntos de evaluación sobre la curva Momento vs. Ángulo - C2 [27].	56
8.4	Evolución de la tensión normal a lo largo de la garganta - Sección 1 - C2 [27].	56
8.5	Evolución de la tensión normal a lo largo de la garganta - Sección 2 - C2 [27].	57
8.6	Evolución de la tensión normal a lo largo de la garganta - Sección 3 - C2 [27].	57
8.7	Esquema para el cálculo del momento externo M_{ext} [27].	58
8.8	Esquema para el cálculo del momento interno M_{int} [27].	58
9.1	Objetivos del desarrollo sostenible [41]	61
A.1	Consumo Aparente de productos planos y largos [42].	66
A.2	A2 - Fuerza vs. Desplazamiento	66
A.3	A2 - Momento vs. Ángulo	67
A.4	B2 - Fuerza vs. Desplazamiento	67
A.5	B2 - Momento vs. Ángulo	68
A.6	C2 - Fuerza vs. Desplazamiento	68
A.7	C2 - Momento vs. Ángulo	69
A.8	C5 - Tensión ingenieril	69
A.9	E7 - Tensión ingenieril	70
A.10	G46-01-01 - Tensión ingenieril	70
A.11	G46-01-02 - Tensión ingenieril	71
A.12	G46-01-03 - Tensión ingenieril	71
A.13	M vs. Ang. - malla 1mm - Solver estático estándar - hex. lineales integración reducida - A2	72
A.14	F vs. Desp - malla 1mm - Solver estático estándar - hex. lineales integración reducida - A2	72
A.15	M vs. Ang. - malla 1mm - Solver dinámico explícito - hex. lineales - A2	72
A.16	F vs. Desp - malla 1mm - Solver dinámico explícito - hex. lineales - A2	72

A.17 M vs. Ang. - malla 1mm - Solver dinámico implícito - hex. lineales - A2	72
A.18 F vs. Desp - malla 1mm - Solver dinámico implícito - hex. lineales - A2	72
A.19 M vs. Ang. - malla 0.50mm - Solver estático estándar - hex. lineales integración reducida - A2	73
A.20 F vs. Desp - malla 0.50mm - Solver estático estándar - hex. lineales integración reducida - A2	73
A.21 M vs. Ang. - malla 0.50mm - Solver estático estándar - hex. lineales modos incompatibles - A2	73
A.22 F vs. Desp - malla 0.50mm - Solver estático estándar - hex. lineales modos incompatibles - A2	73
A.23 M vs. Ang. - malla 1 mm - Solver estático estándar - hex. cuadráticos integración reducida - A2	73
A.24 F vs. Desp - malla 1 mm - Solver estático estándar - hex. cuadráticos integración reducida - A2	73

Índice de Tablas

2.1	Composición química de aceros estructurales S355 según EN 10025-2 (in % max) [13]	8
2.2	Propiedades mecánicas – Propiedades de ensayo de tracción a temperatura ambiente para grados de acero estructural S355 según EN 10025-2 [13]	8
2.3	Composición química de colada según IRAM-IAS U 500-503 (% máx.) [14]	9
2.4	Propiedades mecánicas de aceros estructurales según IRAM-IAS U 500-503 para espesor nominal $e = 20$ mm [14]	9
2.5	Grupos Principales de Gases, según DIN EN ISO 14175 [19], Cláusula 5.1.2.	11
2.6	Propiedades mecánicas del Material de Aporte - Según EN ISO 14341 [20].	12
2.7	Propiedades mecánicas del Material de Aporte – Según AWS A5.28 [21].	12
4.1	Resumen de resultados, espesor de garganta mínimo requerido.	26
5.1	Resultados del Ensayo de Tracción para Muestras C5 y E7	31
5.2	Resultados del ensayo de tracción para G46.	32
6.1	Tabla Resumen - Modelo Constitutivo S355.	39
6.2	Tabla Resumen - Parámetros del ensayo - Modelo Constitutivo 2 - S355.	41
6.3	Tabla Resumen - Modelo Constitutivo G46 - Modelo 1.	43
6.4	Tabla Resumen - Parámetros del ensayo - Modelo Constitutivo 2 - G46.	44
7.1	Formulaciones de elementos hexaédricos evaluadas en el análisis estático [40][27].	48
7.2	Parámetros del modelo FEM adoptado [27].	50
8.1	Error de integración de tensión - Región Elástica - Resumen [27].	59
8.2	Error de integración de tensión - Región Plástica - Resumen [27].	59
8.3	Resultado de la Simulación - Punto 3 - Sección 3 - C2.	60

Glosario

Símbolos

a	mm	Garganta de la soldadura
e	-	Distancia desde la fuerza a la soldadura
f_u	MPa	Resistencia última de la parte unida más débil
f_{uBM}	MPa	Resistencia última a la tracción del material base
f_{uFM}	MPa	Resistencia última a la tracción del material de aporte
f_{yf}	MPa	Límite elástico final
f_{yi}	MPa	Límite elástico inicial
f_{yL}	MPa	Límite elástico inferior
f_{yH}	MPa	Límite elástico superior
n	-	Exponente de endurecimiento por deformación de Hollomon
z	m	Brazo de palanca interno
β_w	-	Factor de correlación de la Tabla 4.1 de EN 1993-1-8:2025
$\beta_{w,mod}$	-	Factor de correlación modificado de la Tabla 6.2 de EN 1993-1-8:2025
γ_{M2}	-	Coefficiente parcial de seguridad para el material de la soldadura
$\gamma_{w,mod}$	-	Coefficiente parcial de seguridad modificado para el material de la soldadura
$\sigma_{\perp}$	MPa	Tensión normal perpendicular a la garganta
$\sigma_{\parallel}$	MPa	Tensión normal paralela al eje de la soldadura
σ_{eq}	MPa	Tensión equivalente de Von Mises
σ_t	MPa	Tensión verdadera
σ_w	MPa	Tensión equivalente de la soldadura
σ_x	MPa	Tensión normal actuando en el eje x
σ_y	MPa	Tensión normal actuando en el eje y
σ_z	MPa	Tensión normal actuando en el eje z
$\tau_{\perp}$	MPa	Tensión tangencial perpendicular al eje de la soldadura, en el plano de la garganta
$\tau_{\parallel}$	MPa	Tensión tangencial paralela al eje de la soldadura, en el plano de la garganta
τ_{xy}	MPa	Tensión tangencial actuando en el plano perpendicular al eje x
τ_{xz}	MPa	Tensión tangencial actuando en el plano perpendicular al eje x
τ_{yx}	MPa	Tensión tangencial actuando en el plano perpendicular al eje y
τ_{yz}	MPa	Tensión tangencial actuando en el plano perpendicular al eje y
τ_{zx}	MPa	Tensión tangencial actuando en el plano perpendicular al eje z
τ_{zy}	MPa	Tensión tangencial actuando en el plano perpendicular al eje z
ε_{eng}	-	Deformación ingenieril
ε_p	-	Deformación última

ε_t	-	Deformación verdadera
ε_{y_f}	-	Deformación de fluencia final
ε_{y_i}	MPa	Deformación de fluencia inicial
C	kN	Resultante de compresión
E	MPa	Módulo de Young
E_m	MPa	Módulo elástico medio
Err	%	Error
F	N	Fuerza
G	MPa	Módulo de cortante
K	MPa	Coefficiente de endurecimiento de Hollomon
M_{ext}	kNm	Momento externo
M_{int}	kNm	Momento interno
T	kN	Resultante de tracción
$W_{d,max}$	MPa	Energía de distorsión máxima en el material
$W_{d,y}$	MPa	Energía de distorsión máxima en fluencia en un ensayo de tracción simple
$[C]$	kNs m^{-1}	Matriz de amortiguamiento
$[K]$	kNm^{-1}	Matriz de rigidez
$[M]$	kg	Matriz de masa del sistema
$\{F(t)\}$	kN	Vector de carga variable en el tiempo (en análisis dinámico)
$\{F\}$	kN	Vector de fuerza aplicada (en análisis estático)
$\{u(t)\}$	m	Vector de desplazamiento variable en el tiempo del sistema
$\{\dot{u}(t)\}$	ms^{-1}	Vector de velocidad variable en el tiempo del sistema
$\{\ddot{u}(t)\}$	ms^{-2}	Vector de aceleración variable en el tiempo del sistema
$\{u\}$	m	Vector de desplazamiento resultante (en análisis estático)

Abreviaciones

BM	Material Base
CGHAZ	Zona afectada térmicamente de grano grueso
DIC	Correlación Digital de Imágenes
FEM	Método de los Elementos Finitos
FGHAZ	Zona afectada térmicamente de grano fino
GMAW	Soldadura por arco metálico con gas (Gas Metal Arc Welding)
INDEC	Instituto Nacional de Estadística y Censos
ISAC	Indicador Sintético de la Actividad de la Construcción
MAG	Soldadura por arco eléctrico con protección gaseosa activa (Metal Active Gas)
ODS	Objetivos de Desarrollo Sostenible
ONU	Organización de las Naciones Unidas
SI	Sistema Internacional de Unidades
TUM	Universidad Técnica de Múnich
VFT	Vigas mixtas prefabricadas (Verbundfertigteilträger)
ZAT	Zona afectada térmicamente

1 Introducción

1.1. Motivación

El uso del acero en la construcción ofrece diversas ventajas que lo convierten en una opción óptima para múltiples aplicaciones. Su elevada relación resistencia-peso, la posibilidad de prefabricación y la rapidez de montaje convierten al acero en un material altamente competitivo desde el punto de vista técnico y económico. La ejecución de elementos estructurales fuera de obra y su posterior ensamblaje en obra permiten optimizar los tiempos de construcción, reducir costos asociados a equipos y minimizar riesgos financieros derivados de retrasos. Asimismo, la flexibilidad que ofrece el acero en la etapa de diseño facilita la adaptación a requerimientos geométricos y funcionales cada vez más exigentes [1].

Pese a las ventajas que presenta el acero, su viabilidad técnico-económica como solución estructural difiere sustancialmente según el contexto industrial y socioeconómico de cada país. En países como Alemania, las tipologías metálicas constituyen una alternativa ampliamente consolidada y de alto desarrollo tecnológico para la infraestructura de puentes. En contraste, en la República Argentina, el hormigón se posiciona como la solución estructural predominante. Esta divergencia obedece, en gran medida, a condicionantes macroeconómicos y al desarrollo dispar de la industria nacional en cada material, como se puede observar en la Figura 1.1.

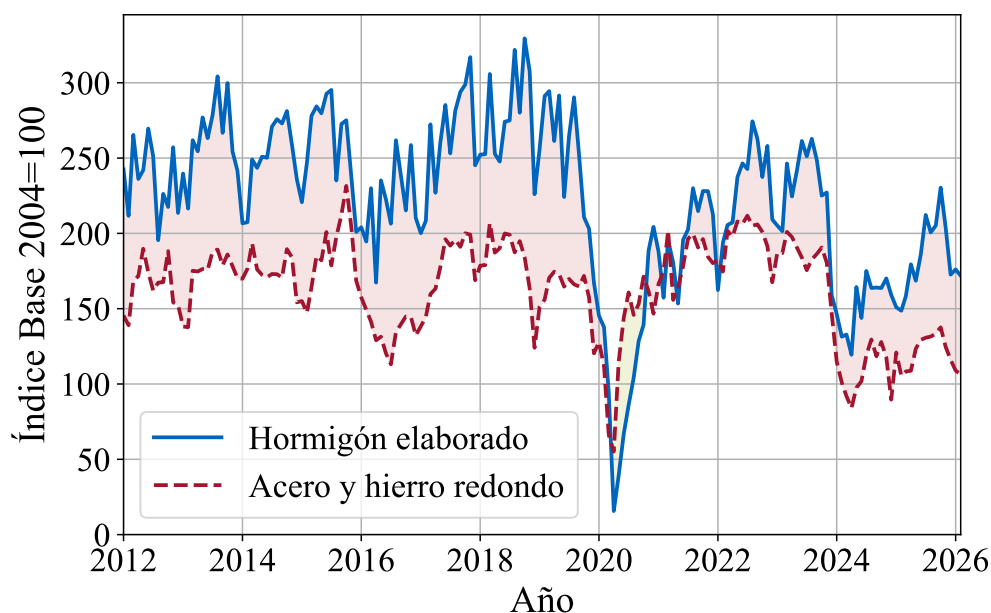


Figura 1.1: Indicador Sintético de la Actividad de la Construcción (ISAC) del INDEC [2].

Los datos del Indicador Sintético de la Actividad de la Construcción (ISAC) del INDEC evidencian que, en el período 2012–2025, el índice de consumo de hormigón elaborado superó sistemáticamente al de hierro redondo y aceros para la construcción, con una brecha que alcanzó valores superiores a 60 puntos en varios

años del período analizado, lo que refleja el mayor peso relativo del hormigón como insumo estructural en la obra argentina. Cabe destacar que el índice de hierro redondo y aceros incluye el hierro redondo utilizado como armadura en estructuras de hormigón armado, por lo que el consumo de acero destinado exclusivamente a estructuras metálicas es aún más reducido de lo que dicho indicador sugiere, acentuando la brecha real entre ambas tipologías constructivas. A su vez, se puede observar en el Anexo [A.1] que tanto el consumo aparente de productos largos como el de productos planos, insumos centrales para la fabricación de perfiles estructurales y vigas metálicas, exhiben una marcada volatilidad en el período 2016–2025, con contracciones severas asociadas a crisis macroeconómicas, evidenciando la alta sensibilidad del acero al contexto económico nacional.

Esta dinámica ha favorecido históricamente el desarrollo de la industria del hormigón elaborado por sobre la metálica, consolidando una capacidad instalada de escala nacional sustentada por empresas prefabricadoras de vigas pretensadas de hormigón para puentes con décadas de trayectoria en el mercado local, como Astori y Pretensa, entre otras. En este escenario, las soluciones basadas en hormigón armado y pretensado presentan una mayor competitividad económica, fuertemente sustentadas por dicha capacidad industrial instalada, el marco normativo local, la disponibilidad de mano de obra especializada y el acceso a materias primas en el mercado nacional. Esta realidad condiciona el desarrollo de capacidades técnicas e industriales en el ámbito de las estructuras metálicas, generando una brecha que, al mismo tiempo, representa una oportunidad concreta para incorporar tipologías mixtas prefabricadas de amplia difusión internacional, como las empleadas en Alemania, y fortalecer así las capacidades del sector de la construcción metálica en infraestructura vial nacional.

En los últimos años en Alemania, la utilización de estructuras metálicas como las vigas cajón de pequeñas dimensiones ha ganado relevancia como solución estructural para puentes de cortas o medianas luces. Si bien la expresión pequeñas dimensiones es un concepto relativo, en la práctica se suele considerar a aquellas secciones que no superan los 1,5 m de ancho y alto, como muestra la Fig. 1.2. Esta tipología de vigas se emplea como componente principal en diversos métodos constructivos para tableros de sección mixta acero-hormigón.

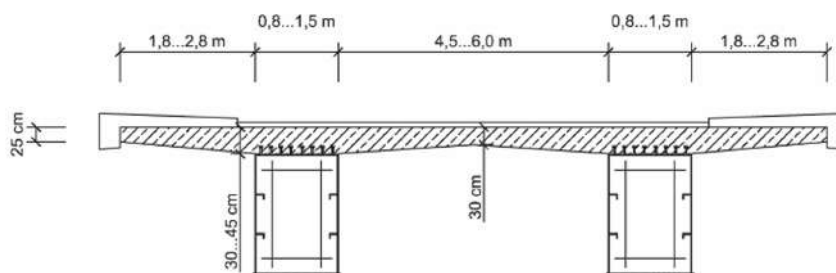


Figura 1.2: Esquema de tablero con dos o más secciones huecas herméticas [3].

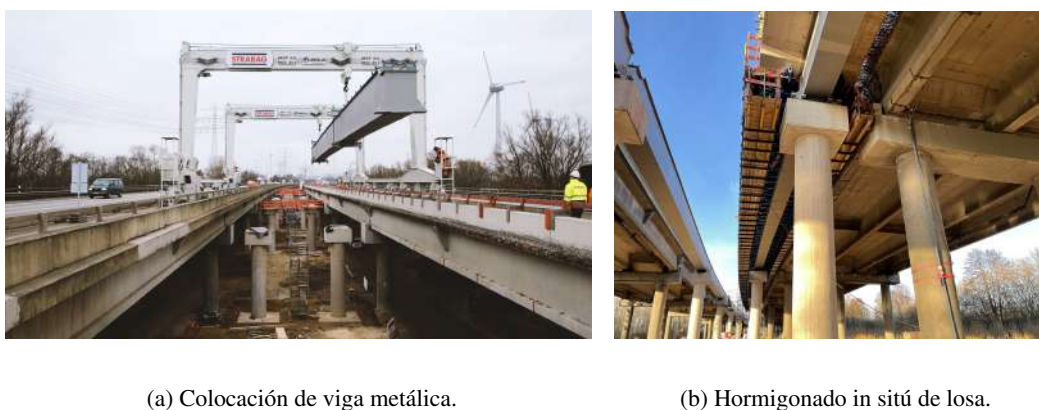
El procedimiento constructivo convencional y de mayor difusión consiste en el montaje de la viga metálica, seguido del hormigonado de la losa in situ, véase las Figuras 1.4a y 1.4b. La sección mixta se materializa mediante conectores de corte, materializados como pernos soldados al ala superior del perfil, cuya función es vincular ambos materiales para que exista una transferencia de los esfuerzos. En un nivel superior de

prefabricación destaca el sistema vigas mixtas prefabricadas, denominada en alemán *Verbundfertigteilträger* (VFT). En esta solución, la sección metálica incorpora desde taller una prelosa de hormigón que actúa como encofrado perdido durante el colado del hormigón de segunda fase en obra, optimizando significativamente los plazos de ejecución [4]. Finalmente, la vanguardia en la industrialización de estas estructuras viene representada por el sistema *Modulbrücke Bögl*, el cual evoluciona este principio hacia la implementación de elementos prefabricados monolíticos, lo que minimiza los tiempos de ejecución en obra. [5].

Un ejemplo destacado de la utilización de estas vigas mediante la metodología convencional es el proyecto de ampliación K20 en Hamburgo, el puente más largo de Alemania con 3,8 km. En la Figura 1.3, se puede observar la ubicación del proyecto. En esta obra, se utilizaron vigas de cajón cerrado con pernos conectores donde la losa de hormigón se ejecutó in situ. Esta solución resultó ser la más óptima gracias a la elevada rigidez torsional de la viga, permitiendo así reducir la cantidad de vigas y absorber los momentos torsionales introducidos por la excentricidad de la nueva geometría sin sobrecargar las pilas del puente original. Además, al estar soldadas herméticamente, se eliminó la necesidad de aplicar protección anticorrosiva en el interior, reduciendo el área total a proteger en aproximadamente un 30 % frente a perfiles abiertos [6]. En las Figuras 1.4a, 1.4b , 1.5 y 1.6 se puede observar la colocación de las vigas y hormigonado de la losa, como así también la sección del tablero.



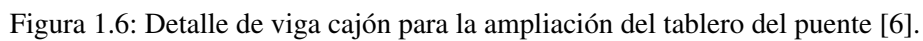
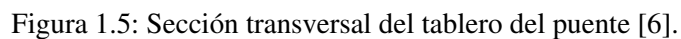
Figura 1.3: Plano de ubicación del proyecto K20, Hamburgo.



(a) Colocación de viga metálica.

(b) Hormigonado in situ de losa.

Figura 1.4: Proyecto K20, Hamburgo: Ampliación de la autopista elevada Elbmarsch.



A nivel de fabricación, este tipo de soluciones suele ejecutarse mediante un alto grado de prefabricación en taller, donde las chapas que conforman la sección cajón se unen mediante soldaduras longitudinales de tipo filete, obteniéndose así las vigas como muestra la Fig 1.7. Debido a restricciones geométricas y al propio proceso constructivo, no es posible ejecutar soldaduras de filetes longitudinales en las cuatro esquinas desde el interior. Como consecuencia, dos de los lados suelen resolverse mediante soldaduras de filete aplicadas únicamente desde el exterior, generando uniones soldadas unilaterales. A su vez, las condiciones de diseño y fabricación imposibilitan la inspección de las soldaduras internas de la viga. Consecuentemente, las normativas europeas actuales exigen un alto grado de hermeticidad en este tipo de vigas cerradas a fin de prevenir procesos de corrosión interna y daños asociados.

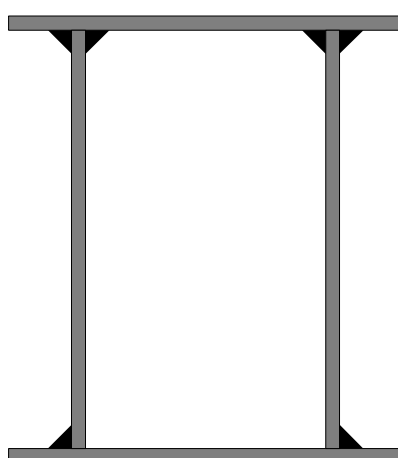


Figura 1.7: Sección de Viga Cajón

La exposición de los puentes a las diferentes condiciones climáticas produce variaciones térmicas, lo cual conlleva a fluctuaciones en la presión del aire en el interior de la viga. Estas variaciones generan esfuerzos adicionales en las paredes de la viga, causando sollicitaciones de flexión en las soldaduras longitudinales unilaterales, lo que tiene como resultado un estado tensional complejo de analizar, el cual no se encuentra completamente desarrollado en los reglamentos europeos vigentes [7]. En estudios recientes se ha abordado el comportamiento de este tipo de uniones, demostrando que las metodologías de diseño propuestas por las normas actuales tienden a ser conservadoras y no capturan plenamente el comportamiento resistente real de estas uniones [7] [8]. Esto conduce, en muchos casos, a sobredimensionamientos del tamaño de garganta de soldadura, con el consecuente incremento en el consumo de material y en los costos de fabricación.

Si se quisiera implementar esta metodología en Argentina, esta problemática adquiere particular relevancia. Los costos adicionales por el sobredimensionamiento podrían impactar en la decisión de la utilización de esta tipología estructural para realizar puentes de infraestructura vial o ferroviaria. Es por eso que el desarrollo de metodologías de diseño más eficientes para estructuras metálicas podría contribuir a mejorar su competitividad en el ámbito nacional. En particular, el reglamento argentino CIRSOC 301 aplicable al diseño

de estructuras de acero no contempla un tratamiento específico que permita modelar con mayor precisión el comportamiento resistente de soldaduras de filete unilaterales sometidas a flexión. Como consecuencia, el dimensionamiento se basa en formulaciones generales que pueden resultar conservadoras para este tipo particular de solicitación.

En este sentido, el presente estudio busca profundizar en el análisis mecánico de estas uniones y comprender el comportamiento de las soldaduras de filete unilaterales sometidas a flexión. Esto permitirá avanzar hacia soluciones estructurales más eficientes. Asimismo, la incorporación de criterios de diseño optimizados en el contexto normativo argentino podría traducirse en una reducción del consumo de material, una disminución de costos de fabricación y montaje, y una mejora en la competitividad de las estructuras metálicas frente a alternativas en hormigón pretensado. Un diseño más racional de este tipo de uniones podría favorecer el desarrollo de soluciones metálicas seguras, económicamente viables y alineadas con criterios de sustentabilidad, promoviendo un uso más eficiente de los recursos disponibles.

1.2. Objetivo y procedimiento

1.2.1. Objetivo General

En el marco de este trabajo, el objetivo principal es analizar la distribución de tensiones en soldaduras de filete unilaterales sometidas a cargas de flexión estática. Se busca comprender el mecanismo resistente de la unión y evaluar el grado de conservadurismo de los enfoques normativos actuales.

1.2.2. Objetivos Particulares

Para alcanzar el objetivo general, la investigación se desglosa en los siguientes objetivos específicos:

- Estudiar las propiedades mecánicas y metalúrgicas de los aceros empleados como material base y material de aporte.
- Analizar la tecnología disponible para la implementación de la solución propuesta.
- Releva y estudiar el tratamiento normativo de soldaduras de filete sometidas a flexión en la normativa europea (Eurocódigo) y en el marco normativo argentino (CIRSOC).
- Interpretar los resultados derivados del modelo numérico tridimensional, desarrollado mediante el método de elementos finitos en el software ABAQUS, y discutir sus implicancias para el diseño estructural.
- Evaluar la dimensión ambiental asociada a la implementación de la tecnología propuesta.

2 Materiales

La soldadura es el proceso mediante el cual dos piezas de acero se unen a través de la fusión del material base y un material de aporte. Para diseñar uniones soldadas seguras y económicas, es fundamental conocer las propiedades de los materiales que van a comprender esta unión y que requerimientos deben tener estos mismos. Por este motivo, en el presente capítulo se desarrollan las propiedades de los materiales involucrados y la influencia de su composición química en el comportamiento durante la soldadura. Se abordará la clasificación correspondiente a los materiales involucrados en una unión soldada según las normativas vigentes en Alemania y Argentina. Un mismo concepto o una misma característica del material puede recibir denominaciones, criterios de clasificación o requisitos distintos según se adopte una u otra normativa. El objetivo del capítulo es, por lo tanto, caracterizar los materiales base y de aporte bajo ambos marcos normativos, estableciendo las equivalencias y diferencias relevantes para el desarrollo de este trabajo.

2.1. Material Base

2.1.1. Aceros estructurales

Aceros estructurales en Europa

Los aceros estructurales son ampliamente utilizados en ingeniería civil debido a su buen equilibrio entre resistencia mecánica, tenacidad y soldabilidad. También tienen una excelente ductilidad, lo cual es esencial para evitar el fallo frágil [9]. Para este propósito, los aceros estructurales logran un cierto nivel de refinamiento de grano durante su proceso de fabricación o mediante tratamientos térmicos. En términos generales, cuanto más pequeños son los granos del acero, mayor es su resistencia y tenacidad, dado que los bordes de grano actúan como barreras al movimiento de dislocaciones [10] [11].

En este trabajo, se utilizarán los aceros S355JR y S355J0, según norma europea. Estos son aceros bajos en carbono y no aleados. En esta categoría de acero, es importante mantener el contenido de carbono dentro de los límites especificados, minimizando la presencia de elementos de aleación adicionales. Esta composición proporciona una buena soldabilidad y hace que el acero sea relativamente económico de producir. Según EN 10027 [12], ambos aceros están cubiertos por EN 10025-2 [13], que se refiere a aceros estructurales no aleados laminados en caliente. La norma establece que, a discreción del fabricante, el producto puede suministrarse ya sea en condición de laminado (AR) o normalizado (N). La condición “as-rolled” (laminado) se refiere al laminado en caliente convencional sin ningún tratamiento térmico adicional, mientras que la normalización implica un proceso de tratamiento térmico específico.

De acuerdo con EN 10025-2 [13], la letra “S” indica acero estructural, y “355” representa el límite elástico mínimo que el acero puede tener. La norma requiere especificar la energía de impacto que el acero puede absorber a temperaturas específicas. Esta energía de impacto es una medida de la tenacidad del material, en otras palabras, su capacidad para absorber energía antes de fracturarse. La letra “J” indica que el acero ha

sido probado para tenacidad al impacto. Por ejemplo, “J0” significa que el acero ha sido probado a 0°C, y “JR” indica que fue probado a temperatura ambiente, 20°C. Las Tablas 2.1 y 2.2 muestran las características químicas y de resistencia mecánica requeridas por las normas.

Tabla 2.1: Composición química de aceros estructurales S355 según EN 10025-2 (in % max) [13]

Designación	C 16 < t ≤ 40 mm	Si max.	Mn max.	P max. ^a	S max. ^{a,b}	N max. ^c	Cu max.
S355JR	0.24	0.55	1.60	0.035	0.035	0.012	0.55
S355J0	0.20 ^d	0.55	1.60	0.030	0.030	0.012	0.55
S355J2	0.20 ^d	0.55	1.60	0.025	0.025	-	0.55

^a Para productos largos, el contenido de P y S puede ser 0.005 % mayor.

^b Para productos largos, el contenido de S puede incrementarse para mejorar la maquinabilidad en 0.015 % por acuerdo si el acero es tratado para modificar la morfología de sulfuros y la composición química muestra min. 0.002 % Ca.

^c El valor máx. para nitrógeno no aplica si la composición química muestra un contenido total mínimo de Al de 0.020 % o alternativamente min. 0.015 % de Al soluble en ácido o si están presentes otros elementos fijadores de N suficientes. En este caso, los elementos fijadores de N deberán mencionarse en el documento de inspección.

^d Para espesores nominales >30 mm: máx. C = 0.22 %.

Tabla 2.2: Propiedades mecánicas – Propiedades de ensayo de tracción a temperatura ambiente para grados de acero estructural S355 según EN 10025-2 [13]

Designación	Límite elástico mínimo f_y [Mpa] 16mm < t ≤ 40mm	Resistencia a la tracción f_p [Mpa] 3mm ≤ t ≤ 100mm	A [%] min.
S355JR S355J0 S355J2	345	470 a 630	22

No existe una clasificación específica para definir que es un acero de alta resistencia o resistencia normal, debido a su constante evolución. Actualmente, los aceros estructurales en la construcción se clasifican usualmente en dos grandes grupos: aceros estructurales de resistencia normal y aceros estructurales de alta resistencia. Aquellos aceros cuyo límite elástico (f_y) es menor a 460 Mpa se denominarán en este trabajo aceros estructurales de resistencia normal, y aquellos aceros que exceden este límite se denominan aceros estructurales de alta resistencia. En esta tesis, trabajaremos solo con aceros estructurales de resistencia normal.

Aceros estructurales en Argentina

En Argentina, la clasificación y especificación de aceros para uso estructural está regulada por la norma IRAM-IAS U 500-503 [14], que establece los requisitos de composición química, propiedades mecánicas y condiciones de suministro para chapas y perfiles destinados a la construcción metálica. La norma IRAM-IAS U 500-503 [14] define de manera análoga a la norma europea EN 10025. El grado de acero equivalente al S355 utilizando la denominación de la norma IRAM-IAS U 500-503 [14] es el denominado Acero F36, véase Tabla 2.4. El Acero F36 tiene un límite de fluencia mínimo para chapas entre 16mm y 40mm de 335 MPa y una resistencia de rotura de entre 490 y 630 MPa. Ambos son

aceros de bajo carbono cuya composición química limita el contenido de carbono para garantizar la aptitud para la soldadura, siendo clasificados como aceros de resistencia normal según el criterio desarrollado anteriormente. En la Tabla 2.3 se pueden observar los límites de cada componentes químicos que establece la norma.

Tabla 2.3: Composición química de colada según IRAM-IAS U 500-503 (% máx.) [14]

Designación	C máx. ^a (%)			P máx. (%)	S máx. (%)
	$e \leq 16$	$16 < e \leq 40$	$40 < e \leq 100$		
F-24	0.20	0.21	0.23	0.045	0.050
F-26	0.26	0.27	0.28	0.045	0.050
F-36	0.24	0.24	—	0.045	0.050

e espesor nominal del producto, en milímetros.

^a El contenido de carbono máximo puede incrementarse hasta en 0,02 % siempre y cuando se cumpla con el valor del carbono equivalente máximo indicado en la norma.

Tabla 2.4: Propiedades mecánicas de aceros estructurales según IRAM-IAS U 500-503 para espesor nominal $e = 20$ mm [14]

Designación	Límite de fluencia mínimo f_y [MPa]	Resistencia a la tracción f_p [MPa]	A mín. [%]
	$16 < e \leq 40$ mm	$3 \leq e \leq 100$ mm	$e \leq 40$ mm
F-24	225	340 – 470	26
F-26	245	400 – 560	22
F-36	345	490 – 630	22

^a Los límites máximos son sólo indicativos.

2.2. Material de Aporte

2.2.1. Uniones soldadas

Para realizar una unión soldada, se necesitan dos piezas de acero a unir para formar una sola pieza. Si bien frecuentemente se emplea un material de aporte para vincularlas [10], cabe aclarar que existen procesos de soldadura que prescinden del mismo, logrando la unión únicamente mediante la fusión del material base.

Existen diversos métodos de soldadura, como la soldadura por arco eléctrico con protección gaseosa. El enfoque de este trabajo es la soldadura MAG (*Metal Active Gas*), ya que las probetas fueron producidas mediante este proceso.

Se debe tener especial cuidado al seleccionar el material de aporte. Como regla general, el material depositado en la soldadura debe tener características similares al material base. Según la norma DIN EN 1993-1-8:2025 [15], cuando el material base posee un límite elástico igual o inferior a 460 MPa, el material de aporte debe tener propiedades equivalentes o superiores a las del material base. En otras palabras, la resistencia del material de aporte no debe ser menor que la del material base. El material resultante del proceso de soldadura, es decir el material del cordón de soldadura en sí, es producto de una combinación del material de aporte y el material base. Por lo tanto, las normas exigen características similares para garantizar un producto final homogéneo.

2.2.2. Procedimiento de soldadura

MAG es un proceso del tipo GMAW (*Gas Metal Arc Welding*) ampliamente utilizado en soldadura. Este proceso se basa en generar un arco eléctrico entre el material base y el material de aporte, produciendo el calor necesario para fundir ambos metales y lograr su fusión. Una vez solidificado, se forma el cordón de soldadura [16][17].

La Figura 2.1 ilustra el proceso GMAW con sus distintos componentes. Este método emplea un electrodo de alambre continuo consumible, alimentado automáticamente mediante un sistema de arrastre integrado en la pistola de soldadura.

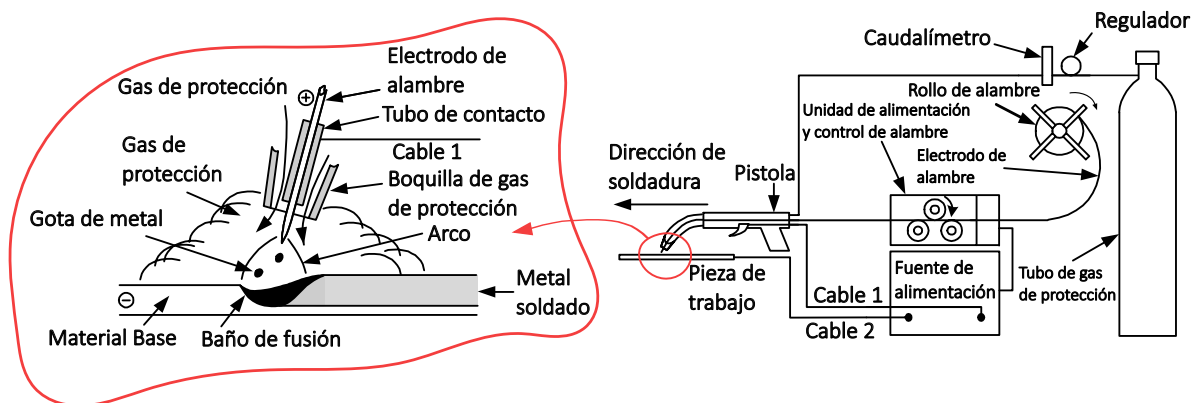


Figura 2.1: Soldadura por Arco Metálico con Gas (GMAW) [16].

Según la norma DIN EN 1993-1-8:2025 [15], para materiales base con un límite elástico inferior a 460 MPa, la composición química y las propiedades mecánicas del electrodo deben ser similares a las del material base. Por otro lado, cuando se trata de aceros de alta resistencia con límite elástico superior a 460 MPa, la norma permite el uso de electrodos de menor resistencia que el material base. Se adopta este criterio ya que comercialmente no existe una gran disponibilidad de electrodos cuyas características mecánicas igualen o superen la resistencia de un material base de alta resistencia. Ante esta limitación, la EN 1993-1-8:2025 [15] incorpora una nueva metodología, que se desarrollará en la Sección 4.4.3, que habilita el empleo de materiales de aporte de menor resistencia. Esta nueva formulación considera el comportamiento plástico de la unión. Esto quiere decir que bajo carga, el material base contiguo al cordón participa activamente en la resistencia de la unión, dando lugar a una redistribución de tensiones entre el cordón de soldadura y el material base que permite reducir la exigencia sobre el material de aporte.

Una característica distintiva de esta metodología es el uso de un gas de protección durante el proceso de soldadura. En el caso particular del proceso MAG, se utilizan gases activos, los cuales no solo protegen el arco y el baño de fusión de la contaminación atmosférica, principalmente del oxígeno y nitrógeno del aire, sino que también reaccionan químicamente con el metal fundido. Esta función activa del gas influye en aspectos como la estabilidad del arco, la penetración de la soldadura y la forma del cordón [16][17][18].

Según la norma EN 14175 [19], los distintos gases de protección para la metodología GMAW se clasifican tal como se muestra en la Tabla 2.5. Los gases más utilizados en este tipo de soldadura incluyen Argón, Helio o mezclas de ambos con Dióxido de Carbono u otros componentes [17]. Como se observa en dicha tabla, los grupos M y C resultan adecuados para el proceso MAG en aceros gracias a su carácter oxidante.

Tabla 2.5: Grupos Principales de Gases, según DIN EN ISO 14175 [19], Cláusula 5.1.2.

Grupo Principal	Descripción del Grupo	Componentes
I	Gases inertes y mezclas de gases inertes	Ar, He
M1/M2/M3	Mezclas oxidantes	O ₂ , CO ₂ + Ar/He
C	Gas/mezclas altamente oxidantes	CO ₂ , O ₂ (principalmente CO ₂)
R	Mezclas de gases reductores	H ₂ (en Ar/N ₂)
N	Gas poco reactivo o mezclas de gases reductores	N ₂ , H ₂
O	Oxígeno	O ₂
Z	No explícitamente definido	Componentes no listados o fuera de rangos

2.2.3. Designación del Electrodo

Sistema europeo

En la soldadura MAG, como se mencionó en la Sección 2.2.2, se utilizan electrodos consumibles, los cuales se alimentan continuamente a través de la pistola de soldadura y actúan como el material de aporte para crear la soldadura. Estos tipos de electrodos son usualmente alambres macizos.

Los alambres macizos son los más comunes para MAG y se seleccionan para coincidir o ser compatibles con las propiedades del material base que se está soldando. Necesita un gas de protección externo, que se explica anteriormente, para proteger el arco y el metal fundido de la atmósfera. En este estudio, el enfoque será exclusivamente en los alambres macizos, ya que este electrodo particular fue utilizado en la fabricación de las soldaduras.

Los electrodos sólidos están regulados bajo EN ISO 14341 [20]. La designación completa de un electrodo sólido para soldadura MAG según EN ISO 14341 se explicará mediante el siguiente ejemplo:

ISO 14341-A-G46 5 M21 3Si1

- **ISO 14341:** cumple con los requisitos de EN ISO 14341.
- **A:** electrodo clasificado según el Sistema A de la norma.
- **G:** electrodo sólido consumible.
- **46:** propiedades mecánicas del metal de soldadura ($f_y = 460$ Mpa).
- **5** propiedades de impacto.
- **M21:** gas de protección.
- **3Si1:** composición química del alambre electrodo.

La designación completa de un electrodo sólido para soldadura MAG según EN ISO 14341 proporciona una gran cantidad de información sobre sus características, como el gas de protección y la composición química del alambre. Sin embargo, por practicidad en este trabajo, el electrodo se identifica solo por sus características mecánicas. Se utilizó un electrodo G46 para hacer las probetas. La siguiente tabla muestra sus características según lo especificado por la Norma.

Tabla 2.6: Propiedades mecánicas del Material de Aporte - Según EN ISO 14341 [20].

Símbolo	Límite elástico mínimo Mpa	Resistencia a la tracción Mpa	Alargamiento mínimo %
G46	460	530 a 680	20

Sistema argentino

En Argentina, la clasificación de electrodos de alambre sólido para el proceso GMAW se rige por las normas americanas AWS. El electrodo con características de mayor similitud al G46 utilizado en este trabajo se encuentra dentro de la norma AWS A5.28/A5.28M [21]. La designación completa de un electrodo sólido según AWS A5.28 se explicará mediante el siguiente ejemplo:

ER 80 S - XX

- **ER:** el material puede usarse como electrodo o varilla consumible.
- **80:** resistencia a la rotura mínima del metal depositado, expresada en múltiplos de 1000 psi (80×1000 psi).
- **S:** electrodo sólido.
- **XX:** composición química del electrodo.

Como se muestra en el ejemplo, una diferencia fundamental entre ambos sistemas normativos radica en el criterio de clasificación utilizado. La norma europea EN ISO 14341 [19] clasifica el electrodo según el límite elástico mínimo del metal depositado: el número “46” en G46 indica que se garantiza un límite elástico mínimo de 460 MPa, siendo la resistencia a la tracción un rango derivado de 530 a 680 MPa. La norma americana AWS A5.28, en cambio, clasifica el electrodo según la resistencia última a la tracción mínima: el número “80” en ER80S indica una resistencia mínima de 80 000 psi, aproximadamente 550 MPa, siendo el límite elástico un valor de 470 MPa. No se trata de que una norma sea más exigente que la otra, sino que cada sistema prioriza un parámetro distinto como criterio de clasificación.

El electrodo ER80S-XX es el que presenta propiedades mecánicas más cercanas al G46. En la Tabla 2.7 se muestran las características según lo especificado por la norma.

Tabla 2.7: Propiedades mecánicas del Material de Aporte – Según AWS A5.28 [21].

Símbolo	Límite elástico mínimo MPa	Resistencia a la tracción mínima MPa	Alargamiento mínimo %
ER80S-XX	470	550	17

3 Fundamentos y Tecnología de Soldaduras

3.1. Introducción

El proceso de soldadura implica la fusión tanto del material base como del material de aporte. Esto conlleva un proceso térmico que provoca alteraciones microestructurales en las regiones próximas a la unión, modificando las propiedades originales del material. Esta zona se conoce como la “Zona Afectada Térmicamente” (ZAT). En este capítulo se discutirán los tipos de uniones, los diferentes parámetros y características de las soldaduras de filete, y cómo la ZAT afecta a la soldadura.

3.2. Soldaduras de Filete

Existen numerosas formas de unir metales. Los tipos de uniones ilustrados en la Figura 3.1 son los más utilizados. Para diseñar una unión soldada, se debe garantizar el espacio suficiente para permitir al soldador un área de trabajo cómoda y facilitar una inspección visual adecuada [22].

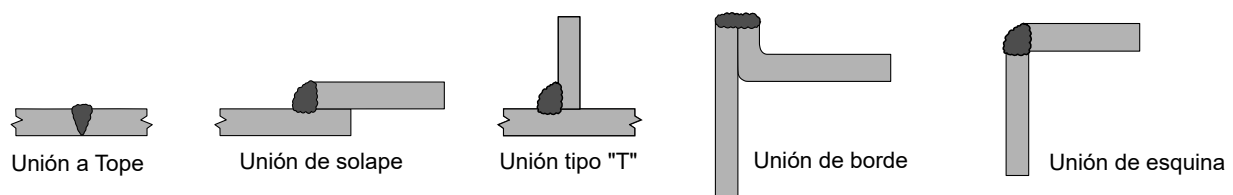


Figura 3.1: Tipos de uniones [17] [22].

Para el presente caso de estudio se utiliza una unión en T materializada mediante una soldadura de filete. Una característica de este tipo de unión soldada es que su sección transversal es aproximadamente triangular. Un parámetro dimensional que juega un papel fundamental en la evaluación de la resistencia estructural es la garganta de la soldadura (a). Esta sección transversal se define como la distancia mínima desde la raíz de la soldadura hasta su cara, véase la Figura 3.2. La garganta es la sección crítica para la transmisión de tensiones, ya que presenta las distribuciones de tensión más significativas. Otro parámetro a considerar es la penetración en la raíz, que influye directamente en la calidad de la unión en la interfaz entre los materiales y asegura una distribución de tensiones más uniforme en la soldadura [22] [17].

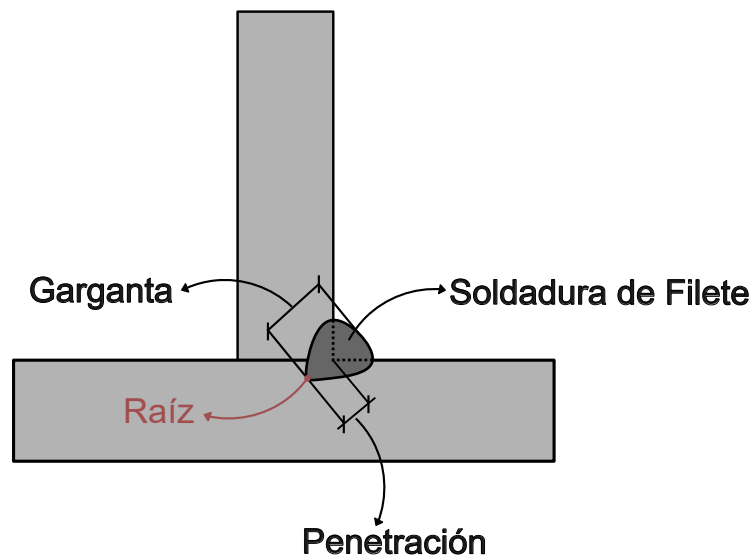


Figura 3.2: Partes de la soldadura de filete [17][22].

3.3. Soldabilidad

El término soldabilidad no se limita únicamente a la aptitud del material para ser unido mediante soldadura, sino que es una definición más amplia con otros puntos de vista. La norma ISO 581 [23] menciona: “Un componente consistente en material metálico se considera soldable por un proceso dado cuando se puede obtener continuidad metálica mediante soldadura utilizando un procedimiento de soldadura adecuado. Al mismo tiempo, las soldaduras deben cumplir con los requisitos especificados en cuanto a sus propiedades metalúrgicas y mecánicas, así como su influencia en la construcción de la que forman parte. La soldabilidad se rige por tres factores: material, diseño y producción”.

Así, la soldabilidad puede evaluarse desde un punto de vista multicriterio. Desde un punto de vista químico, cuanto mayor es el porcentaje de carbono ($\% \text{C}$) que tiene un acero, más difícil es de soldar y, por lo tanto, peor es su soldabilidad. Estos aceros generalmente tienen menos del 0.3% de C . Los aceros de bajo carbono, como los mencionados en la sección 2.1.1, se consideran aceros no aleados y tienen la característica de soldarse fácilmente. Generalmente, la resistencia de las regiones soldadas en estos materiales es mayor que la del material base [24][25].

Además, desde un punto de vista de fabricación, la soldabilidad abarca la capacidad de evitar defectos relacionados con el proceso, como la falta de fusión o inclusiones, mediante un control adecuado de los parámetros de soldadura. Asimismo, las estructuras soldadas que inicialmente cumplen con los requisitos de calidad pueden fallar posteriormente debido a mecanismos como la fatiga o la corrosión [26][25].

Por lo tanto, una evaluación integral de la soldabilidad debe considerar la etapa de fabricación, las características metalúrgicas y el rendimiento a largo plazo de la unión soldada. Véase la Fig. 3.3.

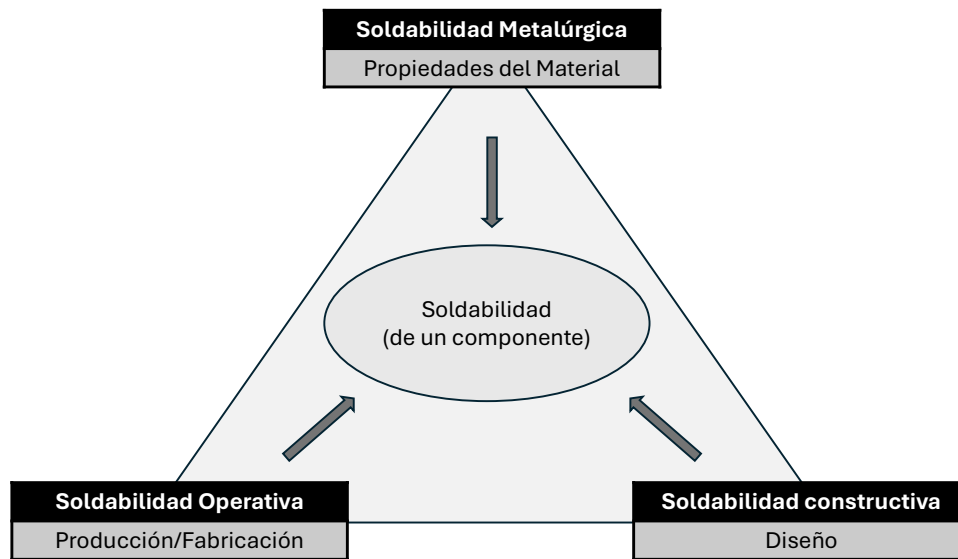


Figura 3.3: Concepto de Soldabilidad [23]

3.4. Zona Afectada Térmicamente (ZAT)

En las uniones soldadas se suelen identificar tres zonas principales: la soldadura, el material base y la zona afectada térmicamente (ZAT). La ZAT es un área dentro del material base que cambia sus propiedades mecánicas debido a la fuente de calor introducida por el proceso de soldadura y está influenciada principalmente por la velocidad de enfriamiento. El material no se funde en la ZAT, por lo que las temperaturas alcanzadas están por debajo de la temperatura de fusión. La ZAT experimenta un calentamiento rápido seguido de un enfriamiento, lo cual difiere significativamente del procesamiento original del material base, conduciendo a propiedades diferentes en nuestro caso. Debido al calentamiento y enfriamiento de esta área, ocurre una alteración de la microestructura en el acero. La microestructura afecta el comportamiento mecánico, tanto la ductilidad como la resistencia [24][16].

Dependiendo del material base, la ZAT puede experimentar transformaciones de fase. El enfriamiento rápido, a menudo asociado con la soldadura, puede conducir a la formación de martensita, una fase dura y frágil. Otras fases, como la bainita y la ferrita, también pueden formarse, dependiendo de la composición del acero y la velocidad de enfriamiento. En otras palabras, durante el proceso de soldadura, tiene lugar un tratamiento térmico [24][16].

En general, la resistencia del material en la ZAT tiende a disminuir debido a los cambios microestructurales. La ductilidad y la tenacidad también suelen reducirse en la ZAT debido al crecimiento de grano y la formación de fases frágiles como la martensita [24].

La microestructura de la ZAT experimenta varios cambios dependiendo de la temperatura alcanzada y la duración de la exposición. En la Fig. 3.4 se muestra un diagrama útil que explica las diferentes zonas dentro de la ZAT dependiendo de la temperatura alcanzada durante la soldadura. En la región más cercana a la zona de fusión (Región 1), conocida como ZAT de grano grueso (CGHAZ), el material experimenta las temperaturas más altas, lo que causa un crecimiento significativo del grano, convirtiéndola en una zona menos dúctil. La probabilidad de presencia de martensita aumenta en esta región. Más lejos de la zona de fusión (Región 3) se encuentra la zona de grano fino (FGHAZ), que experimenta

temperaturas más bajas que promueven la formación de estructuras de grano más fino en comparación con la CGHAZ, obteniendo una mayor ductilidad [18].

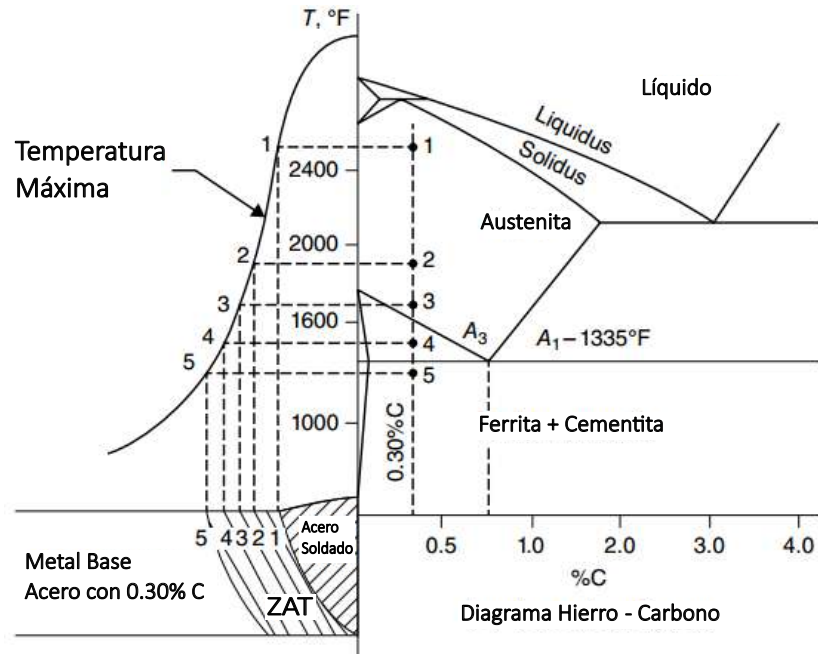


Figura 3.4: Zona Afectada Térmicamente (ZAT) [18]

La ZAT representa una zona crítica en la soldadura, ya que sus propiedades quedan determinadas por el acero base seleccionado y no pueden ser modificadas. Su caracterización es compleja, ya sea mediante ensayos experimentales o modelos teóricos, e implica un grado considerable de incertidumbre. Por estas razones, su simulación queda fuera del alcance de este trabajo [27].

3.5. Tecnología en taller

Teniendo en cuenta los fenómenos metalúrgicos descritos en las secciones anteriores, resulta fundamental adoptar medidas preventivas durante la fabricación en taller con el fin de mitigar sus efectos adversos y garantizar la calidad de la unión soldada.

Una de las medidas más relevantes es el precalentamiento de las piezas previo al proceso de soldadura. Esta práctica reduce el gradiente térmico entre la zona de fusión y el material base, disminuyendo la velocidad de enfriamiento y, en consecuencia, la extensión de la ZAT. Asimismo, el precalentamiento favorece una correcta penetración del cordón de soldadura y una mayor homogeneidad del mismo, reduciendo la probabilidad de formación de martensita y la aparición de tensiones residuales de origen térmico [25][24]. De esta manera, es posible materializar el cordón de soldadura necesario para garantizar la hermeticidad de la viga cajón, condición indispensable para el correcto desempeño estructural de la misma. En la Figura 3.5 puede observarse el proceso de soldadura en el taller.



Figura 3.5: Proceso de soldadura de la viga cajón en taller [28]

Adicionalmente, el proceso de fabricación de estas vigas no se limita únicamente a las operaciones de soldadura. Una vez finalizadas las uniones, las estructuras son sometidas a un tratamiento de protección anticorrosión mediante la aplicación de recubrimientos superficiales en instalaciones modernas de granallado y pintura [28]. En la Figura 3.6 se ilustra el resultado del proceso de recubrimiento aplicado sobre la viga cajón.



Figura 3.6: Proceso de recubrimiento anticorrosión de la viga cajón en taller [28]

La calidad de los trabajos de recubrimiento es monitoreada de forma continua por personal especializado con certificación e inspectores de recubrimientos, lo que garantiza una protección anticorrosión de alto nivel. Los recintos de pintura se encuentran climatizados y cuentan con registro automático de temperatura, asegurando condiciones controladas y consistentes durante la aplicación de los recubrimientos [28].

4 Diseño de Soldadura de Filete y Criterios de Falla

4.1. Introducción

Las soldaduras experimentan estados de tensiones complejos debido a la combinación de diferentes esfuerzos simultáneamente, como esfuerzos de tracción, compresión y corte. El análisis de resistencia requiere criterios que consideren las interacciones de estos diferentes esfuerzos, como los criterios de Von Mises o Tresca. El criterio de Von Mises, también conocido como el criterio de la máxima energía de distorsión, es un criterio de falla ampliamente utilizado para materiales dúctiles como los aceros estructurales. Transforma el estado de tensión, que se representa como un tensor, en un valor escalar para comparación.

Existen distintos enfoques sobre cómo aplicar estas teorías para dimensionar soldaduras de filete. Cada reglamento adopta criterios y procedimientos diferentes a partir de una misma base teórica, obteniendo resultados que se adaptan mejor según la circunstancia de diseño. En este capítulo se desarrolla la aplicación práctica del criterio de Von Mises al diseño de soldaduras, integrando los conceptos teóricos con los requisitos y consideraciones de las normas.

4.2. Energía de Distorsión

Predecir la falla de un material sometido a un estado de tensión triaxial no es un problema sencillo. De hecho, no existe una ley universal capaz de predecir exactamente cuándo fallará un material. Por esta razón, existen diversas formulaciones de teorías de falla, cada una de las cuales resulta la más adecuada bajo determinadas circunstancias con base en la experimentación. El objetivo principal de estas teorías es anticipar la rotura comparando el estado de tensiones del elemento con propiedades fáciles de medir, como el límite de fluencia (f_y) o la resistencia última a la tracción (f_u), las cuales se obtienen mediante ensayos uniaxiales [29][30]. Dado que en este trabajo se emplea acero estructural, un material dúctil, las teorías de falla aplicadas deben incorporar un comportamiento experimental característico de estos materiales. Las tensiones hidrostáticas no causan fluencia en materiales dúctiles, sino un cambio de volumen.

Se define como tensiones hidrostática cuando las tres tensiones principales son iguales y no se presentan tensiones cortantes. Para un estado de tensión triaxial, la componente hidrostática (σ_m) se calcula como el valor medio de las tensiones principales, tal como se indica en la Ecuación 4.2. En consecuencia, la fluencia es provocada únicamente por las tensiones que inducen una distorsión en la forma, conocidas como tensiones desviadoras. Cada componente desviadora se obtiene restando la tensión hidrostática a la respectiva tensión principal [29][30]. Por lo tanto, como se muestra en la Ecuación 4.1, las tensiones totales pueden calcularse a partir de las componentes hidrostática y desviadora. La Figura 4.1 ilustra gráficamente lo expresado de forma matemática en dicha ecuación.

$$\sigma = \begin{matrix} \text{Tensiones Totales} \\ \begin{bmatrix} \sigma_x & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{yx} & \sigma_y & \tau_{yz} \\ \tau_{zx} & \tau_{zy} & \sigma_z \end{bmatrix} \end{matrix} = \begin{matrix} \text{Tensiones Hidrostáticas} \\ \begin{bmatrix} \sigma_m & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_m & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_m \end{bmatrix} \end{matrix} + \begin{matrix} \text{Tensiones Desviadoras} \\ \begin{bmatrix} \sigma_x - \sigma_m & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{yx} & \sigma_y - \sigma_m & \tau_{yz} \\ \tau_{zx} & \tau_{zy} & \sigma_z - \sigma_m \end{bmatrix} \end{matrix} \quad (4.1)$$

Donde la tensión hidrostática puede calcularse como:

$$\sigma_m = \frac{\sigma_x + \sigma_y + \sigma_z}{3} \quad (4.2)$$

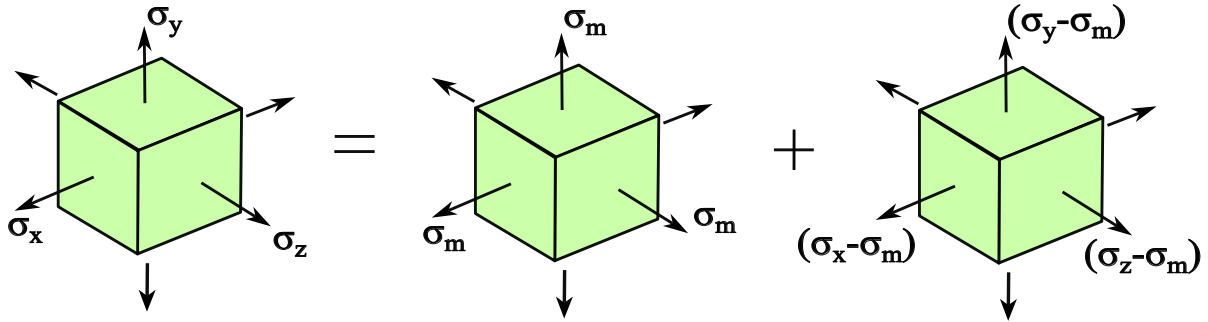


Figura 4.1: Energía de distorsión para un estado triaxial de tensiones en un elemento diferencial.

4.3. Criterio de Von Mises

El criterio de Von Mises, o teoría de la máxima energía de distorsión, es una teoría de falla comúnmente utilizada al analizar materiales dúctiles. Esta teoría establece que la fluencia comienza cuando la energía de distorsión máxima en el material ($W_{d,max}$) iguala a la energía de distorsión máxima en la fluencia en un ensayo de tracción simple ($W_{d,y}$). En otras palabras, la fluencia ocurre porque una cierta cantidad de energía se acumula en un cuerpo debido a un cambio de forma [29][30].

Según esta teoría, la máxima energía de distorsión de un cuerpo en un estado triaxial es igual a la máxima energía de distorsión en la fluencia durante un ensayo de tracción simple.

$$\overbrace{\frac{1}{12G} [(\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2 + 6(\tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{zx}^2)]}^{W_{d,max}} \leq \overbrace{\frac{1}{6G} \sigma_y^2}^{W_{d,y}} \quad (4.3)$$

$$\sqrt{\frac{1}{2} [(\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2 + 6(\tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{zx}^2)]} \leq \sigma_y \quad (4.4)$$

Por lo tanto, la tensión equivalente de Von Mises puede calcularse de la siguiente manera.

$$\sigma_{eq} = \sqrt{\frac{1}{2} [(\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2 + 6(\tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{zx}^2)]} \quad (4.5)$$

4.4. Diseño de Soldadura Según Eurocódigo 3

La norma europea actual para el diseño de estructuras de acero para uniones EN 1993-1-8:2025 [15] puede usarse junto con EN 1993-1-12:2025 [31] para permitir el diseño de uniones de acero con grados de acero hasta S700. El

uso de soldadura de filete simple no está actualmente regulado de manera clara por el código de diseño europeo EN 1993-1-8:2025 [15] para el diseño de uniones en estructuras de acero.

El Eurocódigo 3 establece dos métodos posibles para calcular la resistencia de diseño de conexiones de soldadura de filete:

- El Método Simplificado.
- El Método Direccional.

4.4.1. El Método Simplificado

Este método se establece en la cláusula 4.5.3.3 de la EN 1993-1-8 [15]. Este método se llamaba anteriormente método de tensión media [32]. Como se mencionó en la sección 3.2, la sección resistente en una soldadura de filete es la sección de garganta (a). Se considera que hay una tensión media aplicada en la sección transversal como se muestra en la Fig.4.2.

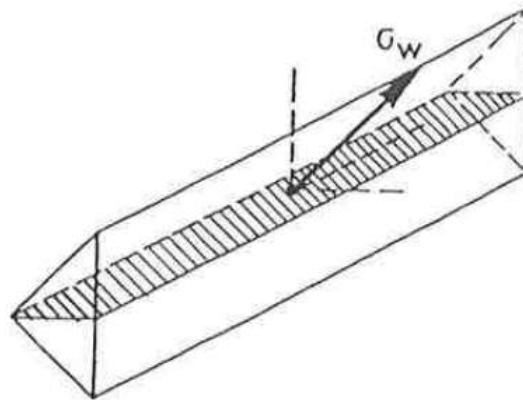


Figura 4.2: Tensión Media aplicada a la garganta - Evaluación de resultados de ensayos en conexiones soldadas para obtener la función de resistencia y factores de modelo adecuados [32].

Esta tensión media puede obtenerse dividiendo la fuerza F en la soldadura por la sección transversal de la garganta [32].

$$\sigma_w = \frac{F}{A} = \frac{F}{a \cdot l} \quad (4.6)$$

Una vez calculada, esta tensión producida en la soldadura debe verificarse para no exceder la resistencia última al corte de la soldadura [32].

$$\sigma_w = \frac{f_u}{\beta \cdot \gamma_{M2} \cdot \sqrt{3}} \quad \text{donde} \quad \gamma_{M2} = 1,25 \quad , \quad \sigma_w = \frac{F}{\sum a l} \quad (4.7)$$

Donde:

σ_w la tensión media en la sección de la garganta.

F	la fuerza de diseño transmitida por la soldadura.
A	el área de la sección transversal de la garganta ($\sum a \cdot l$).
a	el espesor de garganta de la soldadura.
l	la longitud del cordón de soldadura.
f_u	la resistencia última a la tracción de la parte unida más débil.
β_w	factor de correlación tomado de la Tabla 4.1 de EN 1993-1-8:2025.
γ_{M2}	factor de seguridad parcial para el material de soldadura, es 1,25.

El factor de correlación β_w , también denominado coeficiente de eficiencia de la soldadura, es un parámetro empírico que vincula matemáticamente la resistencia última de la soldadura con la resistencia nominal del metal base. Físicamente, este valor ajusta la capacidad teórica del cordón para asegurar la compatibilidad mecánica y material entre las piezas conectadas y el electrodo de aporte utilizado. De esta manera, la normativa permite expresar tanto la capacidad a tracción como al corte de la unión en función directa del grado de acero de los elementos estructurales [32].

4.4.2. El Método Direccional

Este método se establece en la cláusula 4.5.3.2 de la EN 1993-1-8:2025 [15], que considera en detalle la combinación de componentes de tensión aplicados a la garganta de la soldadura [33]. Este método se llamaba anteriormente método de componente de tensión [32].

Como se mencionó en el otro método, la sección de garganta se considera la sección resistente. La distribución real de tensión en el plano de la sección transversal de la soldadura es compleja de describir. Por lo tanto, se asume que en soldaduras de filete la distribución de la tensión en la sección de garganta está distribuida uniformemente. Esta suposición se basa en la ductilidad y tenacidad satisfactorias del material, que se verifican mediante un control adecuado del material de soldadura y el proceso de soldadura [32].

Los siguientes componentes de tensión, que se muestran en la Figura 4.3, se consideran para este método.

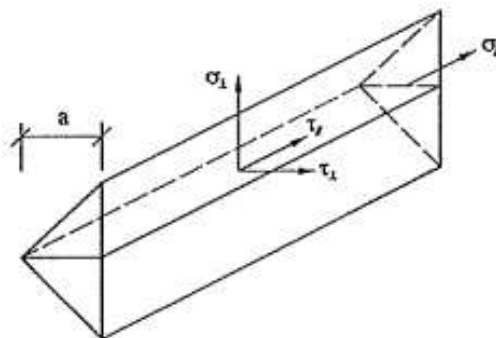


Figura 4.3: Tensión aplicada a la garganta - Resistencia de Diseño de Soldaduras Unilaterales [33].

En este método, las fuerzas transmitidas por una soldadura se descomponen en tensiones normales y tensiones de corte en la sección de garganta de la soldadura. La tensión normal paralela al eje de la soldadura $\sigma_{\parallel}$ no necesita ser considerada. El método requiere que se cumplan dos requisitos para satisfacer el diseño.

$$\sigma_w = \sqrt{\sigma_{\perp}^2 + 3 \cdot (\tau_{\perp}^2 + \tau_{\parallel}^2)} \leq \frac{f_u}{\beta_w \cdot \gamma_{M2}} \quad (4.8)$$

$$\sigma_{\perp} \leq \frac{0,9 \cdot f_u}{\gamma_{M2}} \quad (4.9)$$

Donde:

$\sigma_{\perp}$	la tensión normal perpendicular a la garganta.
$\sigma_{\parallel}$	la tensión normal paralela al eje de la soldadura, para este caso es 0.
$\tau_{\perp}$	la tensión cortante perpendicular al eje de la soldadura, en el plano de la garganta.
$\tau_{\parallel}$	la tensión cortante paralela al eje de la soldadura, en el plano de la garganta.
f_u	la resistencia última a la tracción de la parte unida más débil.
β_w	factor de correlación tomado de la Tabla 4.1 de EN 1993-1-8:2025, para S355 es 0,9.
γ_{M2}	factor de seguridad parcial para el material de soldadura, es 1,25.
σ_w	la tensión equivalente de soldadura.

La Ecuación 4.8 se deduce teóricamente a partir del criterio de falla de Von Mises, expresado en la Ecuación 4.5. Al aplicar este criterio general al estado tensional particular de la garganta de la soldadura, y estableciendo por normativa que la capacidad resistente depende exclusivamente de las componentes indicadas, la expresión tridimensional se reduce matemáticamente a la fórmula presentada. Al mismo tiempo, la Ecuación 4.9 verifica la resistencia de diseño con respecto a la tensión directa [33].

Como se mencionó anteriormente, la diferencia entre la resistencia última de la soldadura con la resistencia nominal del metal base, se tiene en cuenta implícitamente mediante el valor β_w [32].

Investigaciones recientes sugieren que puede prescindirse del criterio 4.9 para el dimensionamiento de soldaduras de filete bajo esfuerzos de flexión. Esto responde a que dichas uniones no se encuentran en un estado de flexión pura, sino bajo una interacción de esfuerzos que eleva su capacidad resistente real. En consecuencia, la aplicación de dicho criterio conduce a espesores de garganta mayores [8].

4.4.3. Nueva Metodología de Diseño

Para permitir el uso de aceros estructurales de alta resistencia, las normativas tuvieron que ser modificadas. Con este propósito, se propuso una nueva metodología, donde el material de aporte no necesariamente tiene que tener una resistencia mayor que el material base. En el borrador de la nueva normativa EN 1993-1-8:2025 [15] se establece que para aceros con una resistencia superior a S460 MPa se puede utilizar la siguiente metodología.

$$\sigma_w = \frac{0,25 \cdot f_{u,BM} + 0,75 \cdot f_{u,FM}}{\beta_{w,mod} \cdot \gamma_{w,mod}} \quad (4.10)$$

Donde:

$f_{u,FM}$	la resistencia última a la tracción del material de aporte, dada por la tabla 6.2, para G46 es 530Mpa.
$f_{u,BM}$	la resistencia última a la tracción del material base.
$\beta_{w,mod}$	factor de correlación modificado tomado de la Tabla 6.2 de EN 1993-1-8:2025, para G46 es 0,85.
$\gamma_{w,mod}$	el factor de seguridad parcial para el material de soldadura es 1,25.
σ_w	la tensión equivalente de soldadura.

Cabe destacar que la metodología presentada se incluye a modo referencial, dado que el alcance de este trabajo se limita a aceros estructurales de resistencia convencional, correspondientes a grados inferiores a S460 MPa.

4.5. Diseño de Soldadura Según CIRSOC 301

En Argentina, el dimensionamiento de estructuras metálicas se rige por el Reglamento CIRSOC 301:2018 [34], basado en la especificación norteamericana AISC 360 [35]. El criterio de diseño de soldaduras de filete se establece en el Capítulo J de dicho reglamento, donde la resistencia de diseño de la unión soldada se verifica como:

$$R_u \leq R_d = \phi \cdot R_n = \phi \cdot F_{nw} \cdot A_{we} \quad (4.11)$$

$$R_u \leq \phi \cdot (0,6 \cdot F_{exx}) \cdot (a \cdot l_{eff}) \quad (4.12)$$

Donde:

R_u	la resistencia requerida de la unión.
R_d	la resistencia de diseño de la unión.
ϕ	factor de resistencia, según Tabla J.2.5 de CIRSOC 301:2018, es 0,60.
F_{nw}	la resistencia nominal del material del electrodo.

A_{we}	el área efectiva de la soldadura.
F_{exx}	resistencia mínima especificada para el material de aporte, para electrodo E7018 es 490 MPa.
l_{eff}	longitud efectiva de la soldadura.
a	espesor efectivo de garganta de la soldadura, $a = 0,707 \cdot w$.

A diferencia del Eurocódigo 3, el CIRSOC 301:2018 adopta una única formulación para el dimensionamiento de soldaduras de filete. Al igual que la norma europea y como se indicó en la Sección 3.2, la sección resistente considerada es la sección de garganta (a). Esta metodología, respaldada por resultados experimentales, establece que la tensión que produce la falla en la garganta es de naturaleza cortante, independientemente de la dirección de aplicación de la carga [36][34][37]. Por ello, la tensión solicitante R_u se determina como la tensión resultante en la sección de garganta, obtenida como la composición vectorial de todas las componentes de tensión actuantes, lo que representa la condición más desfavorable sobre dicha sección. Este procedimiento es conceptualmente análogo al método simplificado del Eurocódigo 3, descrito en la sección 4.4.1, donde también se evalúa una tensión media resultante sobre la sección de garganta, sin descomponer las componentes según su dirección.

El factor 0,6 expresa la resistencia al corte puro del electrodo como fracción de su resistencia a tracción F_{exx} , en analogía directa con el criterio de Von Mises para materiales dúctiles, donde la resistencia a corte puro resulta $\tau = f_y / \sqrt{3} \approx 0,6 \cdot f_y$.

A su vez, CIRSOC 301:2018 adopta $\phi = 0,60$, equivalente al 80 % del valor establecido en la especificación AISC ($\phi = 0,75$). En los comentarios del reglamento (CJ.2.4) explicitan que esta reducción busca contemplar las condiciones tecnológicas particulares del medio constructivo argentino, incluyendo la mayor variabilidad en la calidad de los materiales de aporte disponibles en el mercado local, y las limitaciones en los controles de ejecución e inspección de soldaduras [37].

4.6. Diseño de Soldadura Según AISC 360

Como se mencionó anteriormente, el reglamento argentino CIRSOC 301 se basa en el AISC 360 [35]. Si bien ambos presentan la misma lógica, algunos parámetros difieren entre sí. La formulación para soldaduras de filete es la siguiente:

$$R_u \leq R_d = \phi \cdot F_{nw} \cdot A_{we} \cdot (1 + 0,5 \cdot \sin^{1,5}(\theta)) \quad (4.13)$$

$$R_u \leq \phi \cdot (0,6 \cdot F_{exx}) \cdot (a \cdot l_{eff}) \cdot (1 + 0,5 \cdot \sin^{1,5}(\theta)) \quad (4.14)$$

Donde:

R_u resistencia requerida de la unión.

R_d	resistencia de diseño de la unión.
ϕ	factor de resistencia, según AISC 360 Tabla J2.5, $\phi = 0,75$.
F_{nw}	resistencia nominal del material del electrodo.
A_{we}	área efectiva de la soldadura.
F_{exx}	resistencia mínima especificada del material de aporte, para electrodo E7018, $F_{exx} = 490 \text{ MPa}$.
l_{eff}	longitud efectiva de la soldadura.
a	espesor de garganta efectivo, $a = 0,707 \cdot w$.
θ	ángulo entre la línea de acción de la fuerza y el eje longitudinal de la soldadura, en grados.

El factor $(1 + 0,5 \cdot \sin^{1,5}(\theta))$ refleja la ganancia de resistencia según la dirección de aplicación de la carga, siendo máxima cuando la carga actúa de forma perpendicular al eje de la soldadura ($\theta = 90$) y mínima cuando actúa en forma paralela ($\theta = 0$).

4.7. Comparación de Reglamentaciones

Ambos reglamentos abordan el dimensionamiento de soldaduras de filete desde enfoques distintos, tanto en su fundamento teórico como en su análisis, lo que conduce a resultados diferentes según la situación de diseño. No se trata de que un enfoque sea incorrecto respecto del otro, sino de que cada uno modela el fenómeno físico de manera diferente.

El CIRSOC 301 sustenta su criterio en resultados experimentales, a partir de los cuales establece que la falla en la garganta es de naturaleza cortante independientemente de la dirección de la carga, adoptando una formulación única y conservadora. Su reglamento de referencia, el AISC 360, incorpora en cambio la posibilidad de aplicar un factor de mayoración de resistencia en función de la dirección de la carga. El Eurocódigo 3, por su parte, ofrece dos metodologías de cálculo: el método simplificado y el método direccional, permitiendo seleccionar el más adecuado según el nivel de análisis requerido por la complejidad de cada caso. En particular, el método direccional reconoce que la resistencia del cordón depende de la orientación de la carga, aprovechando la mayor capacidad que exhiben los cordones solicitados transversalmente, criterio que el AISC 360 también contempla. Esta distinción resulta en que el CIRSOC, al no contemplar dicho comportamiento, conduce a dimensiones de soldadura más conservadoras en casos de carga predominantemente transversal.

Para evaluar esta diferencia, se presenta a continuación un ejemplo numérico que permite comparar los espesores de garganta requeridos según cada reglamento, analizando una soldadura de filete sometida a flexión y corte. En el siguiente ejemplo, se considera una carga vertical $F = 10 \text{ kN}$ aplicada a una distancia $d = 15 \text{ cm}$ respecto al eje longitudinal de la soldadura, y un cordón con una longitud efectiva $l_{eff} = 15 \text{ cm}$, siendo a_w el espesor de garganta. A partir del ejemplo esquematizado en la Figura 4.4, se obtuvieron los espesores de garganta mínimos requeridos según cada reglamento.

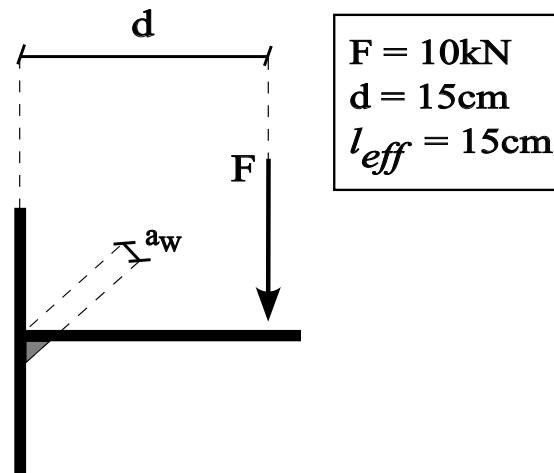


Figura 4.4: Ejemplo de Soldadura - Esquema estructural.

En el Anexo B se encuentra el desarrollo y resolución del ejemplo esquematizado en la Figura 4.4. La Tabla 4.1 resume los resultados de ambos procedimientos.

Tabla 4.1: Resumen de resultados, espesor de garganta mínimo requerido.

Criterio	Reglamento	a_w requerido
Método direccional, criterio 1 según Ec. 4.8	Eurocódigo 3	1,17 cm
Método direccional, criterio 2 según Ec. 4.8	Eurocódigo 3	1,30 cm
Resultado final EC3 [$a_w = \max(1,17; 1,30)$]	Eurocódigo 3	1,30 cm
Método según Capítulo J-2-4	CIRSOC 301	1,84 cm
Método según Capítulo J-2-4	AISC 360	1,35 cm

En el caso del Eurocódigo el espesor de garganta mínimo queda determinado por el criterio más restrictivo:

$$a_w = \max(1,17 \text{ cm}, 1,30 \text{ cm}) = \boxed{1,30 \text{ cm}} \quad (4.15)$$

Cabe señalar que el segundo criterio del método direccional limita la tensión normal $\sigma_{\perp}$ de forma independiente al criterio de Von Mises. Malik[8] argumenta que dicho criterio raramente resulta determinante, dado que en la práctica $\sigma_{\perp}$ no actúa de forma aislada sino siempre acompañada de una componente de corte $\tau_{\perp}$ de magnitud similar, condición que ya queda contemplada por el criterio de Von Mises. Sin embargo, en el caso analizado el segundo criterio resultó condicionante, determinando el espesor de garganta final.

$$a_{w,EC3, 1er \text{ criterio}} = 1,17 \text{ cm} \quad (4.16)$$

Comparando los espesores de garganta mínimos obtenidos con cada reglamento:

$$\frac{a_{w,CIRSOC}}{a_{w,EC3}} = \frac{1,84\text{ cm}}{1,30\text{ cm}} = 1,42 \Rightarrow \textbf{42 \% más grande según CIRSOC} \quad (4.17)$$

Considerando únicamente el criterio de Von Mises del Eurocódigo, la diferencia se amplía:

$$\frac{a_{w,CIRSOC}}{a_{w,EC3, \text{ 1er criterio}}} = \frac{1,84\text{ cm}}{1,17\text{ cm}} = 1,57 \Rightarrow \textbf{57 \% más grande según CIRSOC} \quad (4.18)$$

Al comparar los resultados del AISC 360 y el Eurocódigo 3, se observa que ambos se encuentran en el mismo orden de magnitud. Considerando únicamente el criterio de Von Mises, la diferencia entre ambos es cercana al 15 %.

La principal distinción entre el CIRSOC, el AISC y el Eurocódigo 3 radica en el fundamento de sus formulaciones. El Eurocódigo basa sus resultados en un análisis tensional mediante el criterio de Von Mises, mientras que el CIRSOC y el AISC se sustentan en formulaciones derivadas de investigaciones experimentales.

Otras diferencia observadas entre los reglamentos puede explicarse debido a los siguientes factores.

El primero refiere al criterio de dirección de carga. El CIRSOC adopta una única formulación basada en el caso más desfavorable, la carga longitudinal, sin distinguir la orientación de la sollicitación. El propio reglamento reconoce, con respaldo experimental, que la resistencia del cordón varía según la dirección de la carga, siendo mayor cuando esta es transversal. Sin embargo, por simplicidad, opta por un criterio conservador único. En el caso analizado, donde la componente transversal es dominante, esta decisión implica no aprovechar la mayor capacidad resistente real del cordón, lo que se traduce directamente en los espesores de garganta más elevados obtenidos.

El segundo refiere a los factores de seguridad adoptados. El Eurocódigo 3 aplica un factor parcial $\gamma_{M2} = 1,25$, equivalente a un factor de resistencia implícito de $1/1,25 = 0,80$, valor cercano al adoptado por el AISC ($\phi = 0,75$). El CIRSOC, en cambio, reduce este valor a $\phi = 0,60$, es decir, al 80 % del factor AISC. Como se discutió en la Sección 3, esta diferencia responde a las distintas condiciones tecnológicas entre ambos contextos normativos: los procesos de fabricación, los controles de calidad y la inspección de soldaduras no presentan el mismo nivel de desarrollo en todos los entornos, por lo que adoptar un criterio más conservador resulta una decisión justificada en el contexto argentino.

5 Ensayo Experimental

5.1. Introducción

Los ensayos experimentales descritos en esta sección se enmarcan en una investigación previa desarrollada en la Universidad Técnica de Múnich [27]. Estos ensayos se llevaron a cabo con el fin de estudiar cómo se comporta la soldadura a flexión y desarrollar el modelo FEM. En primer lugar, la soldadura fue ensayada sometiéndola a flexión. Los resultados de estos ensayos fueron utilizados posteriormente en el proceso de validación, lo que permitió evaluar qué tan bien la simulación representa el problema físico. Por otro lado, se realizaron ensayos complementarios que permitieron la formulación y el análisis del model FEM. Estos ensayos fueron: ensayos de tracción, Correlación Digital de Imágenes (DIC) y escaneo de las macrosecciones de la soldadura.

5.2. Ensayo de Flexión

Para estudiar el comportamiento a flexión de las soldaduras de filete, se prepararon tres probetas: A2, B2 y C2. Las dimensiones de dichas probetas se detallan en la Fig. 5.1. De cada una de estas probetas, se extrajeron tres muestras para ensayos, con la geometría ilustrada en la Fig. 5.2. Tanto los extremos como los tramos intermedios sobrantes entre las muestras, fueron aprovechados para realizar los escaneos metalográficos que se mencionan en la Sección 5.3.3. Tal como se indicó en el Capítulo 2, el proceso de soldadura empleado fue el método MAG (Metal Active Gas). Cada unión se realizó con dos placas de acero de calidad S355, utilizando un material de aporte de calidad G46.

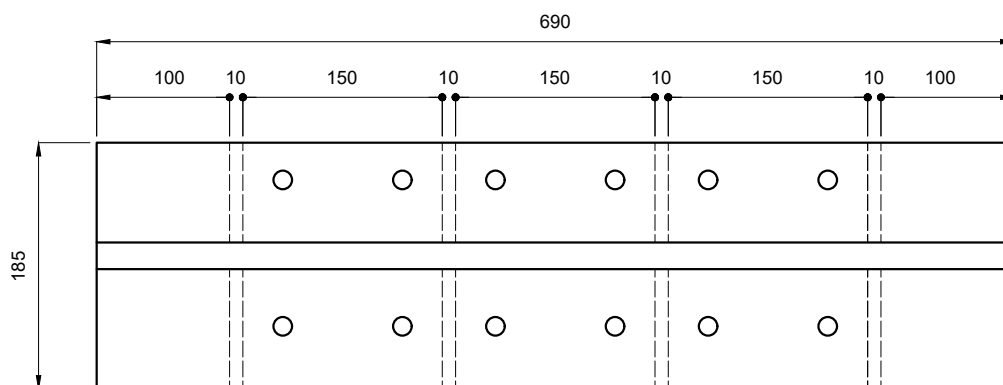


Figura 5.1: Dimensiones de las probetas en mm - A2, B2, C2

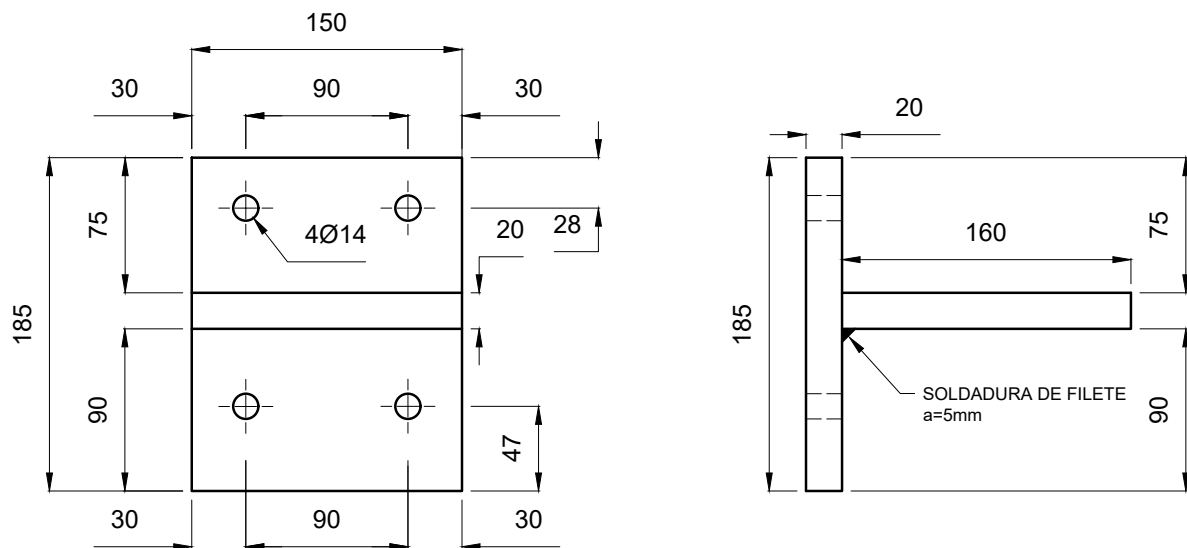


Figura 5.2: Dimensiones de las muestras de ensayos extraídas de A2, B2, C2 en mm

La secuencia metodológica del ensayo de flexión se ilustra en las Figuras 5.3a, 5.3b y 5.3c. Inicialmente, las probetas se unieron mediante un proceso de soldadura completamente automatizado, como muestra la Figura 5.3a. A partir de estas, se mecanizaron y extrajeron las muestras para los ensayos. Cabe señalar que se sometió a flexión bajo carga monótona una única muestra por cada probeta, conformando así un total de tres ensayos de flexión.

Para la configuración del ensayo de flexión, la muestra se fijó rígidamente a un dispositivo de soporte mediante cuatro bulones. Posteriormente, utilizando una prensa hidráulica, se aplicó una carga puntual a una distancia de 134 mm del cordón, induciendo así un momento flector en la soldadura, ver Fig. 5.3b. La aplicación de la carga continuó de forma progresiva hasta alcanzar la falla de la muestra, como se ilustra en la Figura 5.3c. Los resultados de estos ensayos se encuentran disponibles en el Anexo A.2.



(a) Soldado de Probetas.



(b) Ensayo en curso.



(c) Post-ensayo.

Figura 5.3: Secuencia ensayo de flexión.

Para cada muestra ensayada, se registraron los datos experimentales de manera continua. El comportamiento mecánico de la unión se representó gráficamente bajo dos enfoques distintos: mediante curvas de Fuerza vs. Desplazamiento y de Momento vs. Ángulo, resultados que pueden consultarse en el Anexo A.2. Como se ilustra esquemáticamente en la Figura 5.4, el desplazamiento vertical medido en el punto de aplicación de la carga fue transformado analíticamente para determinar el ángulo de giro. Esta deformación angular entre ambas placas es claramente visible en la muestra llevada a la rotura, ver Figura 5.3c.

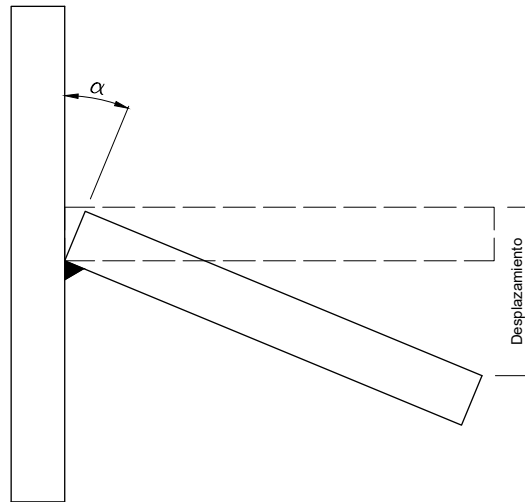


Figura 5.4: Esquema del recálculo del desplazamiento como un Ángulo.

5.3. Investigación Complementaria

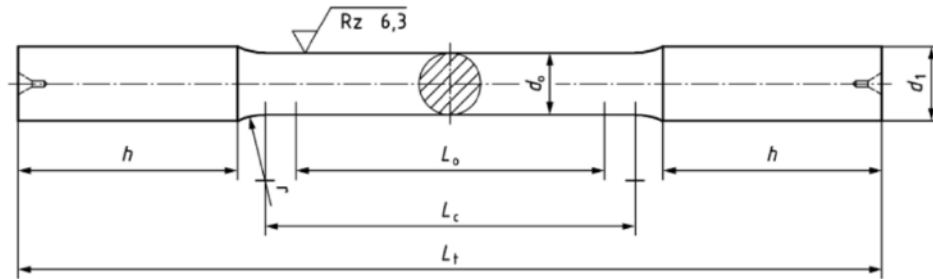
5.3.1. Ensayo de Tracción

Los ensayos de tracción se realizaron conforme a las directrices de la norma DIN 50125 [38], la cual establece las dimensiones y geometrías de las probetas para la caracterización mecánica de materiales metálicos. El objetivo principal de estos ensayos es obtener las curvas tensión-deformación, información necesaria para calibrar y definir los modelos constitutivos empleados en la simulación FEM.

Material Base

Para caracterizar el material base empleado, se extrajeron dos muestras, designadas como **C5** y **E5**. Ambas fueron mecanizadas adoptando una geometría tipo A8x40 [38], lo que corresponde a un diámetro nominal de $d_0 = 8\text{mm}$ y una longitud de $L_0 = 40\text{mm}$. Las especificaciones geométricas de esta probeta se ilustran en la Fig. 5.5. Es importante señalar que los resultados obtenidos reflejan exclusivamente las propiedades del material en su estado original, por lo que no son indicativos del comportamiento de la Zona Afectada por el

Calor (ZAT) producida por la soldadura. Los parámetros mecánicos derivados de estos ensayos se resumen en la Tabla 5.1, mientras que los resultados completos pueden consultarse en el Anexo A.3.



Referencias

- d_0 diámetro de la longitud paralela d_0 longitud de referencia original ($L_0 = 5 \cdot d_0$)
 d_0 diámetro nominal de la rosca métrica ISO L_c longitud paralela ($L_c \geq L_0 + d_0$)
 h longitud de la sección de agarre de la probeta L_t longitud total
 r radio de transición ($r \geq 0,75 \cdot d_0$)

Figura 5.5: Probeta de tracción tipo A [38]

Tabla 5.1: Resultados del Ensayo de Tracción para Muestras C5 y E7

Muestra	E [MPa]	f_y [MPa]	f_u [MPa]	A [%]	Z [%]
C5	208000	372	529	31.7	76
E7	222000	374	534	31.3	80

Material de Aporte

Para lograr una caracterización representativa del material de aporte, se extrajeron probetas directamente del cordón, alineadas con su eje longitudinal, como se ilustra en la Figura 5.6. Como se explicó en capítulos anteriores, el proceso de soldadura implica la fusión y mezcla tanto del metal base como del de aporte. Esto da como resultado un cordón con una microestructura y composición química que difieren de las del material de aporte original.

Se fabricaron tres probetas, designadas como **01-01**, **01-02** y **01-03**, siguiendo la geometría tipo B4x20 de la norma [38]. Esto corresponde a un espécimen tipo B con un diámetro nominal de $d_0 = 4$ mm y una longitud calibrada de $L_0 = 20$ mm. La geometría exigida por la norma DIN se muestra en la Fig. 5.8. Los resultados mecánicos obtenidos del ensayo de tracción para el G46 se resumen en la Tabla 5.2. Para consultar los datos completos, referirse al Anexo A.4.

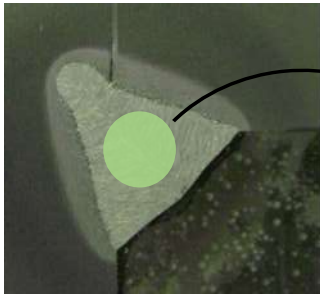
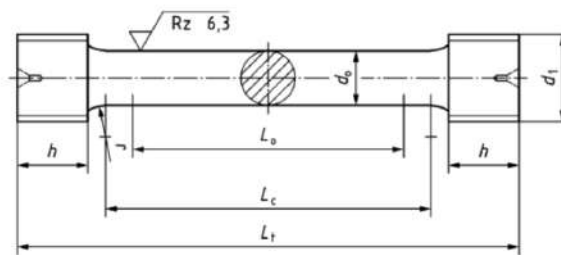


Figura 5.6: Ensayo de Tracción G46, muestra tomada en la dirección de la soldadura.



Figura 5.7: G46 - Muestra de Ensayo



Referencias

- d_0 diámetro de la longitud paralela d_0 longitud de referencia original ($L_0 = 5 \cdot d_0$)
 d_0 diámetro nominal de la rosca métrica ISO L_c longitud paralela ($L_c \geq L_0 + d_0$)
 h longitud de la sección de agarre de la probeta L_t longitud total
 r radio de transición ($r \geq 0,75 \cdot d_0$)

Figura 5.8: Probeta de tracción tipo B [38]

Tabla 5.2: Resultados del ensayo de tracción para G46.

Muestra	d_0 [mm]	S_0 [mm ²]	E [GPa]	f_y [MPa]	f_u [MPa]	A [%]	Z [%]
01-01	4.02	12.69	238	587	740	28.2	63
01-02	4.01	12.63	200	587	758	23.5	62
01-03	4.00	12.57	211	586	759	24.7	60

5.3.2. Correlación Digital de Imágenes (DIC)

La Correlación Digital de Imágenes (DIC) es una técnica óptica que mide el campo de desplazamiento o deformación de un objeto bajo carga sin contacto. Funciona comparando imágenes digitales tomadas en diferentes estados y rastreando el movimiento de píxeles utilizando algoritmos de correlación. Esta técnica tiene cuatro aplicaciones principales: caracterización del comportamiento mecánico de materiales, identificación de parámetros constitutivos, validación de modelos teóricos y control de ensayos mecánicos [39]. Con respecto a la última afirmación, los resultados de DIC se utilizarán para validar el modelo en este trabajo.

Para realizar este ensayo, se utilizaron dos cámaras para capturar el comportamiento de las muestras durante el ensayo de flexión. Los resultados se tomaron de otro ensayo de flexión similares a los realizados anteriormente. En otras palabras, estos resultados no provienen de los ensayos de flexión A2, B2 y C2.

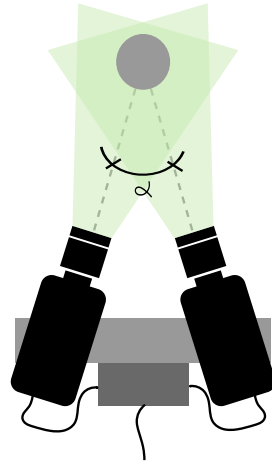


Figura 5.9: Configuración DIC

5.3.3. Escaneo de Macrosecciones y secciones críticas

Como se mencionó en la Sección 5.2, tanto las piezas laterales como las partes interiores sobrantes en la Fig. 5.1 se utilizaron para escanear la macrosección y ver la geometría real de la soldadura, así como el área afectada por el calor. Esta información se utilizará posteriormente para modelar la sección geométrica de la soldadura.

Para escanear las macrosecciones, las probetas se cubrieron con resina epoxi. Luego, se esmerilaron, pulieron y atacaron con Nital. Se utilizó un microscopio óptico Leica DM4B para escanear la sección transversal de la soldadura. En la Fig. 5.10a, Fig. 5.10b y Fig. 5.10c se muestran las diferentes macrosecciones de A2, B2 y C2.

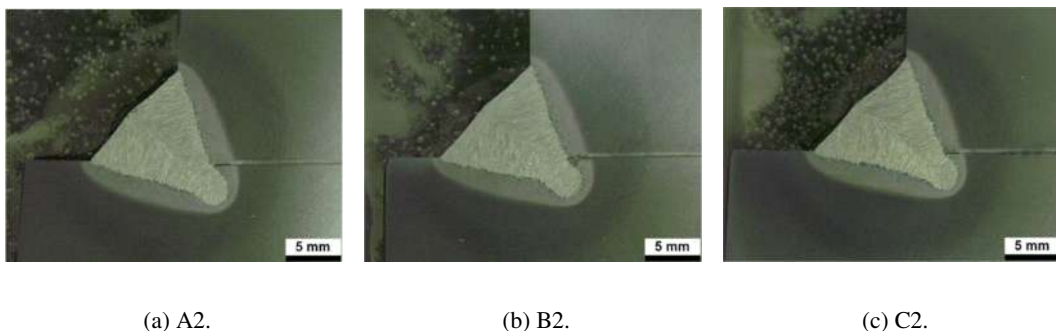
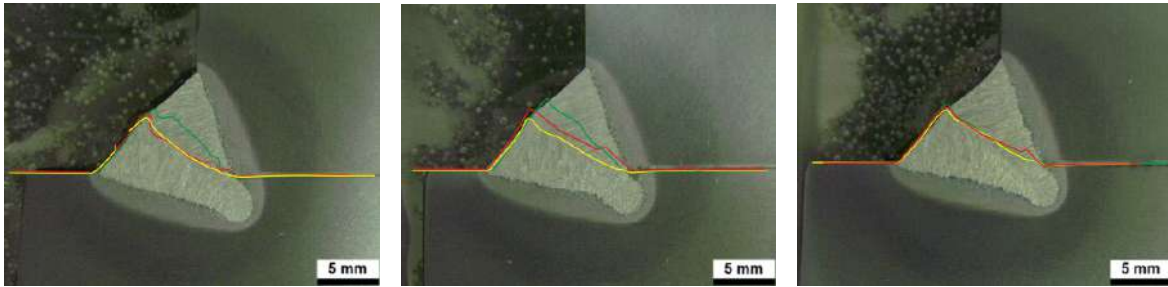


Figura 5.10: Secciones de soldadura de muestras A2, B2 y C2.

Adicionalmente, se definieron las secciones críticas de la soldadura tras el ensayo de flexión. Para lograrlo, se escaneó la pieza ensayada y se analizaron tres perfiles transversales a lo largo de la muestra: dos en las proximidades de los bordes y uno en la región central. En estas tres ubicaciones se examinó detalladamente la superficie de falla, es decir, la garganta efectiva real de la soldadura. Las imágenes de estas secciones críticas correspondientes a las muestras A2, B2 y C2 se presentan en las Figuras 5.11a, 5.11b y 5.11c



(a) A2 - Sección crítica.

(b) B2 - Sección crítica.

(c) C2 - Sección crítica.

Figura 5.11: Secciones Críticas de muestras A2, B2 y C2.

6 Calibración del Material

6.1. Introducción

Una vez concluidos los ensayos, los resultados deben procesarse para desarrollar y calibrar el modelo constitutivo que mejor represente el comportamiento del material. En este capítulo se retoma la investigación previa llevada a cabo en la Universidad Técnica de Múnich (TUM) [27], detallando nuevamente la metodología aplicada para el análisis de dichos ensayos.

Para el presente estudio se ha adoptado un modelo constitutivo elastoplástico, dado que el análisis se centra en la respuesta de la soldadura hasta alcanzar su resistencia máxima. La evolución del material en la etapa posterior, o fase post-pico, carece de relevancia para los fines de esta evaluación. Por consiguiente, se ha prescindido de formulaciones que incorporen criterios de daño o mecánica de fractura.

Con el fin de caracterizar los materiales en la simulación mediante Elementos Finitos, se elaboraron dos planteos del modelo constitutivo. El primer modelo emplea los valores promedio derivados de los resultados de los ensayos. El segundo modelo, en cambio, se alimenta directamente de los registros experimentales de las muestras ensayadas.

En ambos enfoques, el régimen elástico lineal queda gobernado por la ley de Hooke. La diferencia principal radica en la fase elastoplástica. Para el primer modelo, las tensiones de este régimen se calcularon aplicando la ley de endurecimiento de Hollomon. Por el contrario, en el segundo modelo se introdujo de forma directa la curva tensión-deformación obtenida en los ensayos.

6.2. Tensiones y Deformaciones

Los resultados de los ensayos experimentales descritos en el Capítulo 5 se procesaron inicialmente considerando el área transversal original de la probeta. Las magnitudes obtenidas bajo esta suposición se denominan tensiones y deformaciones ingenieriles. Este enfoque asume que la sección geométrica del material permanece constante a lo largo de todo el proceso de carga. Las Ecuaciones 6.1 y 6.2 definen su cálculo.

$$\sigma_{eng} = \frac{F}{A_0} \quad (6.1)$$

$$\epsilon_{eng} = \frac{L - L_0}{L_0} \quad (6.2)$$

Sin embargo, esta hipótesis geométrica no refleja el comportamiento físico real del material. Durante el ensayo, el área transversal real de la probeta experimenta una reducción producto de las deformaciones elásticas y plásticas. Para contemplar este fenómeno se recurre a las tensiones y deformaciones verdaderas (o reales). Estos parámetros se deducen directamente de los valores ingenieriles mediante las Ecuaciones 6.3 y 6.4. La conversión a estas magnitudes es un paso necesario para la simulación numérica. Este procedimiento

permite representar fielmente el comportamiento físico del material y obtener resultados precisos. El software Abaqus requiere que los datos de plasticidad se definan exclusivamente utilizando la tensión y la deformación verdaderas [40].

$$\sigma_t = \sigma_{eng} \cdot (1 + \varepsilon_{eng}) \quad (6.3)$$

$$\varepsilon_t = \ln(1 + \varepsilon_{eng}) \quad (6.4)$$

6.3. Modelo Constitutivo

Para caracterizar el comportamiento mecánico de los materiales se describe mediante leyes constitutivas. Estas consisten en modelos matemáticos que relacionan tensiones y deformaciones. La correcta definición de estas leyes es primordial para realizar simulaciones precisas mediante el Método de Elementos Finitos (FEM). De esta manera se logra representar fielmente las propiedades de los materiales bajo análisis.

Como se mencionó anteriormente, el interés principal de este estudio radica en el comportamiento previo a la falla de la soldadura. Por este motivo, no se implementarán modelos de fractura ni criterios de daño dúctil en la simulación.

En su lugar, se ha elegido un modelo constitutivo elastoplástico para representar los materiales de la unión. Para implementar este modelo en el software ABAQUS es necesario definir ciertos parámetros. La respuesta elástica lineal se rige por la Ley de Hooke. Esta ley requiere especificar el módulo de elasticidad longitudinal o módulo de Young (E). Dicho parámetro representa la constante de proporcionalidad entre la tensión y la deformación dentro del rango elástico del material.

$$\sigma = E \cdot \varepsilon \quad (6.5)$$

Para describir el comportamiento plástico se utilizó un modelo de endurecimiento isotrópico. ABAQUS requiere definir este comportamiento ingresando los datos de la curva de endurecimiento. Esta curva abarca desde la tensión de fluencia (f_y), que marca el inicio de la deformación plástica, hasta la resistencia última (f_u). En esta entrada tabular se requieren las deformaciones plásticas verdaderas (ε_p). Estas magnitudes se calculan restando la componente elástica a la deformación total, como se detalla en la Ecuación 6.7.

$$\varepsilon_t = \varepsilon_p + \varepsilon_e \quad (6.6)$$

$$\varepsilon_p = \varepsilon_t - \frac{\sigma_t}{E} \quad (6.7)$$

Se evaluarán dos enfoques de enfoques para elaborar el material constitutivas para caracterizar los materiales base y de aporte. El objetivo es determinar cuál variante se ajusta mejor al comportamiento real. El primer

modelo se estructura a partir de los valores medios obtenidos en los ensayos. El parámetro elástico E se definió calculando el promedio de los módulos de elasticidad (E_m) de todas las muestras. Para la fase plástica se adoptó el modelo de Hollomon. Esta formulación también es conocida como ley de endurecimiento exponencial.

Mediante la Ecuación 6.8 se calcula la tensión en función de la deformación plástica. En esta expresión, K representa el coeficiente de resistencia y n es el exponente de endurecimiento por deformación. Estos parámetros se calcularon inicialmente para cada probeta individual. Luego se promediaron para obtener un único conjunto de valores representativos. Físicamente, el parámetro n suele adoptar valores entre 0.1 y 0.5, aunque esto no constituye una restricción matemática estricta.

$$\sigma = K \cdot (\epsilon_p)^n \quad (6.8)$$

El segundo modelo aborda los datos de ensayo de manera más directa. El módulo de elasticidad adoptado corresponde exactamente al valor medido en cada probeta individual. La curva de plasticidad se definió ingresando de forma tabular los registros de tensión y deformación plástica. Estos puntos se generaron calculando previamente las magnitudes verdaderas a partir de los datos ingenieriles mediante las Ecuaciones 6.3 y 6.4. Este cálculo interno se encuentra integrado en la herramienta de calibración de materiales de ABAQUS. Así se obtiene un conjunto de puntos altamente representativo de la respuesta experimental.

6.4. Material Base - S355

6.4.1. Modelo 1

Al analizar el comportamiento de las probetas, se identifican tres regiones principales: la zona elástica, la zona de fluencia y la zona de endurecimiento. En este modelo se definirán estas tres zonas de la siguiente manera.

La primera corresponde a la región elástica. Para definir el valor medio del módulo de elasticidad (E_m), se calcula el promedio de los módulos obtenidos en cada ensayo. Este cálculo se muestra en la Ecuación 6.9.

$$E_m = \frac{E_1 + E_2}{2} = \frac{208000 \text{ MPa} + 222000 \text{ MPa}}{2} = 215000 \text{ MPa} \quad (6.9)$$

La segunda región es la zona de fluencia. Allí el material comienza a fluir y se deforma bajo un nivel de tensión casi constante. La ganancia de resistencia en esta etapa es mínima. Para modelar este comportamiento se define una tensión de fluencia inicial (f_{yi}), la cual está asociada a una deformación plástica nula ($\epsilon_{yi} = 0$). A su vez, se establece una tensión de fluencia final (f_{yf}), correspondiente a una deformación plástica ϵ_{yf} .

Estos valores no deben confundirse con los límites de fluencia inferior (f_{yL}) y superior (f_{yH}) típicamente observados en materiales que exhiben un escalón de fluencia pronunciado.

En la Figura 6.1 se ilustra el proceso de calibración del Modelo 1. En dicho esquema se pueden observar los diferentes parámetros extraídos de cada muestra. Finalmente, se calcula un promedio de estas tensiones y deformaciones para obtener los valores representativos del modelo.

$$f_{yi-m} = \frac{f_{yi-1} + f_{yi-2}}{2} = \frac{372 \text{ MPa} + 374 \text{ MPa}}{2} = 373 \text{ MPa} \quad (6.10)$$

$$f_{yf-m} = \frac{f_{yf-1} + f_{yf-2}}{2} = \frac{400,13 \text{ MPa} + 400,28 \text{ MPa}}{2} = 400,205 \text{ MPa} \quad (6.11)$$

$$\epsilon_{yi-m} = \frac{\epsilon_{yi-1} + \epsilon_{yi-2}}{2} = \frac{0 + 0}{2} = 0 \quad (6.12)$$

$$\epsilon_{yf-m} = \frac{\epsilon_{yf-1} + \epsilon_{yf-2}}{2} = \frac{0,018 + 0,018}{2} = 0,018 \quad (6.13)$$

Denominación de Probetas	Parámetros de cada probeta	Valores medios de parámetros
S355	C5 → $E_1, f_{yi-1}, f_{yf-1}, \epsilon_{yi-1}, \epsilon_{yf-1}, n_1, K_1, \epsilon_{pu-1}$ E7 → $E_2, f_{yi-2}, f_{yf-2}, \epsilon_{yi-2}, \epsilon_{yf-2}, n_2, K_2, \epsilon_{pu-2}$	$E_m, f_{yi-m}, f_{yf-m}, \epsilon_{yi-m}, \epsilon_{yf-m}, n_m, K_m, \epsilon_{pu-m}$

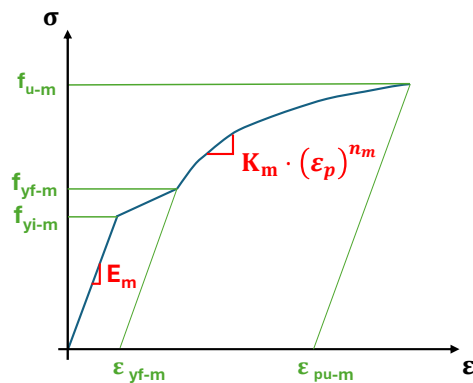


Figura 6.1: S355 - Modelo 1

Por último, la zona de endurecimiento, donde se adopta la ley de Hollomon para definir la evolución de la curva en la zona plástica. Los parámetros K y n de cada ensayo se determinan aplicando logaritmos en ambos miembros de la Ecuación 6.8. El resultado se presenta a continuación:

$$\log(\sigma) = \log(K) + n \cdot \log(\epsilon_p) \quad (6.14)$$

La Ecuación 6.14 adopta la forma de una función lineal. Utilizando este enfoque matemático se calculan los parámetros de ajuste para cada ensayo. El exponente n representa la pendiente de la recta. Por su parte, el coeficiente de resistencia K se obtiene despejando el término independiente. Como se ilustra en las Figuras 6.2a y 6.2b, este procedimiento queda representado visualmente.

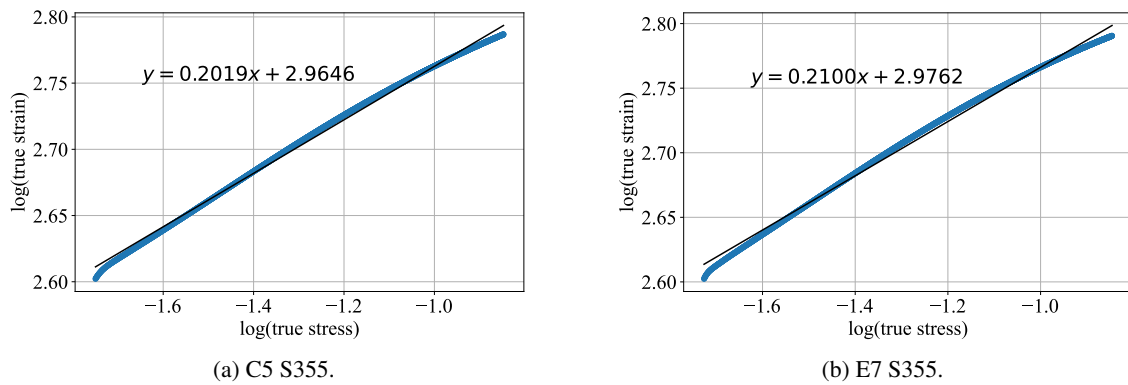


Figura 6.2: Cálculo de Parámetros de Hollomon, K y n - S355.

$$\text{C5} \rightarrow n_1 = 0,2019 \quad K_1 = 10^{2,946} \text{ Mpa} \quad (6.15)$$

$$\text{E7} \rightarrow n_2 = 0,2100 \quad K_2 = 10^{2,9762} \text{ Mpa} \quad (6.16)$$

Dado que esta ley describe cómo se endurece el material, debemos determinar para qué deformación se alcanza la resistencia máxima. Para este propósito, se calculará el valor promedio de las deformaciones plásticas últimas ϵ_{pu} .

$$\epsilon_{pu-m} = \frac{\epsilon_{pu-1} + \epsilon_{pu-2}}{2} = \frac{0,142 + 0,143}{2} = 0,142 \quad (6.17)$$

Tabla 6.1: Tabla Resumen - Modelo Constitutivo S355.

	E [MPa]	f_{yi} [MPa]	ϵ_{yi} [-]	f_{yf} [MPa]	ϵ_{yf} [-]	K [MPa]	n [-]	ϵ_{pu} [-]
C5	208000	372	0.00	400.130	0.018	921.722	0.202	0.142
E7	222000	374	0.00	400.280	0.018	946.673	0.210	0.143
Modelo 1	215000	373	0.00	400.205	0.018	934.198	0.206	0.142

6.4.2. Modelo 2

A diferencia del enfoque anterior, este modelo se basa exclusivamente en datos experimentales empíricos. Su principal limitación es la alta dependencia de los resultados de un único ensayo. Para este caso de estudio en particular se seleccionó la probeta de acero S355 designada como C5.

Al igual que en el Modelo 1, el procedimiento de calibración se divide en dos fases principales. La primera fase corresponde al régimen elástico. Para definir este comportamiento se adoptó directamente el módulo de elasticidad obtenido en los ensayos de tracción. La segunda fase corresponde a la caracterización del régimen plástico. Para modelar esta etapa se realizó un ajuste directo sobre los datos experimentales de tensión-deformación. El análisis se restringió al intervalo comprendido entre el límite elástico y el punto de carga máxima. De esta forma se descarta el tramo de la curva afectado por el fenómeno de estricción.

La tensión de fluencia también se determinó a partir de los registros de laboratorio. Los datos crudos del ensayo se obtienen inicialmente como magnitudes ingenieriles. Para describir correctamente el comportamiento físico del material fue necesario transformar estos valores a tensiones y deformaciones verdaderas. Esta conversión se realizó utilizando las Ecuaciones 6.4 y 6.3.

En la Figura 6.3 se ilustra el proceso final de calibración computacional. El conjunto de datos reales se importó a la herramienta de calibración del software ABAQUS. A partir de esta curva se extrajeron puntos discretos específicos para alimentar la simulación de la fase plástica.

Por último, resulta necesario establecer los parámetros de tensión de fluencia (f_y) y módulo elástico (E) en el programa. ABAQUS ofrece una función para calcular automáticamente el módulo E al seleccionar un valor de f_y . Sin embargo, esta opción automatizada fue descartada. En su lugar se utilizaron los valores medidos experimentalmente. Estos parámetros finales se resumen en la Tabla 6.2.

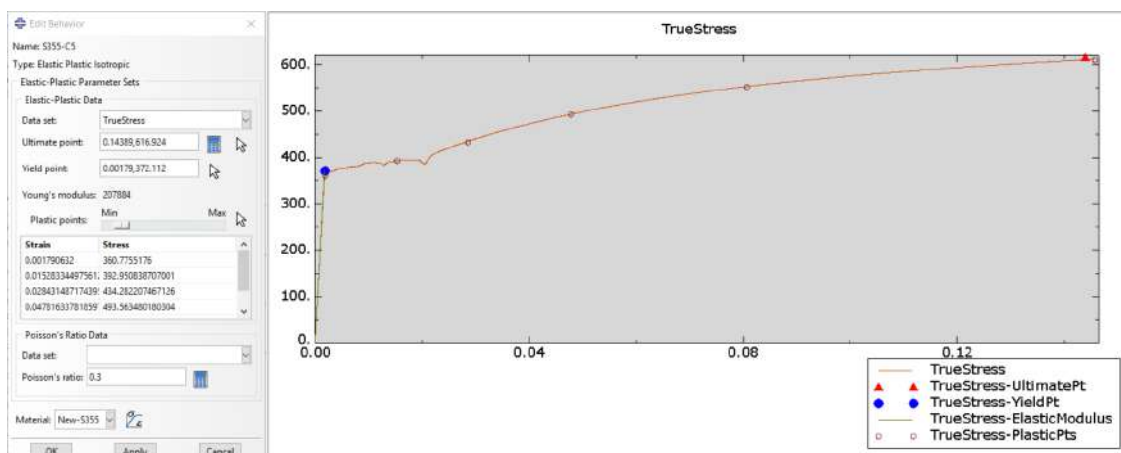


Figura 6.3: Calibración en Abaqus - determinando deformación plástica y tensión.

Tabla 6.2: Tabla Resumen - Parámetros del ensayo - Modelo Constitutivo 2 - S355.

	E [MPa]	f_y [MPa]
C5	208000	372

6.5. Material de Aporte

6.5.1. Modelo 1

El procedimiento de calibración sigue la misma metodología descrita en la Sección 6.4.1. La principal diferencia respecto al material base radica en que el metal de aporte no presenta una zona de fluencia definida. Por consiguiente, se adopta el límite elástico convencional, asociado a una deformación plástica del 0.2 %. En consecuencia, el modelo queda caracterizado por un único valor de tensión de fluencia (f_y).

La Figura 6.4 ilustra el proceso de calibración del Modelo 1 aplicado al material G46. Los parámetros relevantes se extrajeron de cada probeta. Posteriormente, se calcularon sus promedios para definir el modelo final.

Para describir el régimen elástico se calculó el módulo de elasticidad promedio (E_m). Este valor resulta de promediar las tres mediciones experimentales, como se detalla a continuación:

$$E_m = \frac{E_1 + E_2 + E_3}{3} = \frac{238000 + 200000 + 211000}{3} = 215000 \text{ MPa} \quad (6.18)$$

De manera análoga, se determinó la tensión de fluencia media (f_{y_m}) utilizando los registros de los ensayos de tracción. El cálculo de este promedio se expresa en la Ecuación 6.19.

$$f_{y_m} = \frac{f_{y_1} + f_{y_2} + f_{y_3}}{3} = \frac{587 + 587 + 586}{3} = 586,67 \text{ MPa} \quad (6.19)$$

	Denominación de probetas	Parámetros de cada probeta	Valores medios de parámetros
G46	01-01	$E_1, f_{y-1}, n_1, K_1, \varepsilon_{pu-1}$	$E_m, f_{y-m}, n_m, K_m, \varepsilon_{pu-m}$
	01-02	$E_2, f_{y-2}, n_2, K_2, \varepsilon_{pu-2}$	
	01-03	$E_3, f_{y-3}, n_3, K_3, \varepsilon_{pu-3}$	

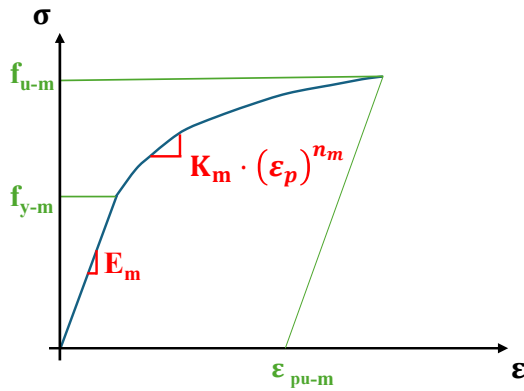


Figura 6.4: G46 - Modelo 1

La fase elastoplástica se modeló aplicando la ley de endurecimiento de Hollomon. Siguiendo la metodología empleada para el acero S355, se determinaron los parámetros K y n de cada probeta. Las Figuras 6.5a, 6.5b y 6.5c muestran el procedimiento de ajuste lineal. A partir de estos resultados individuales, se calcularon los valores promedio n_m y K_m .

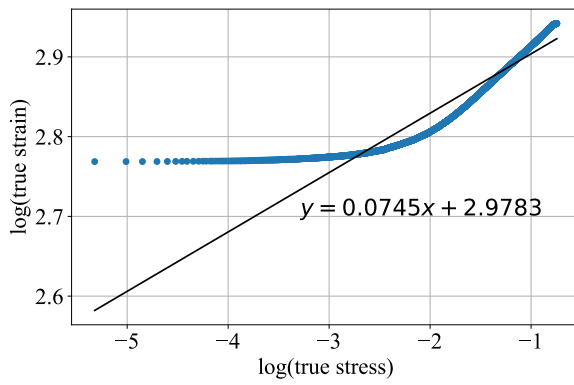
$$01-01 \rightarrow n_1 = 0,0745 \quad K_1 = 10^{2,9783} \text{ MPa} \quad (6.20)$$

$$01-02 \rightarrow n_2 = 0,0733 \quad K_2 = 10^{2,9860} \text{ MPa} \quad (6.21)$$

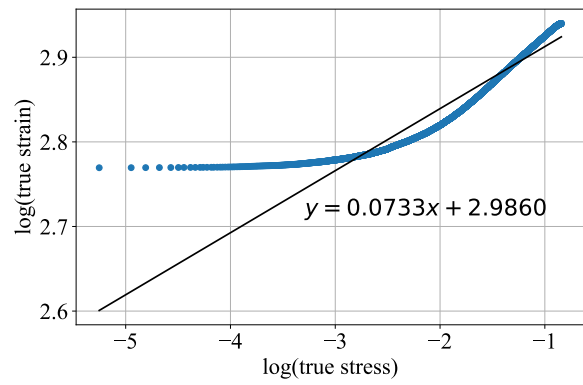
$$01-03 \rightarrow n_3 = 0,0759 \quad K_3 = 10^{2,9897} \text{ MPa} \quad (6.22)$$

Finalmente, se define la deformación plástica última (ε_{pu}). Esta magnitud está asociada al punto de resistencia máxima. Con este parámetro se establece el límite superior para calcular las tensiones mediante la ley de Hollomon.

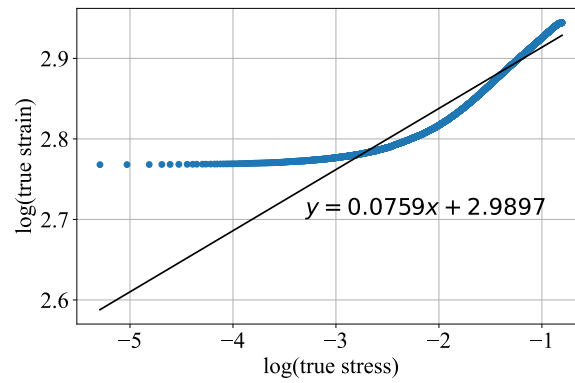
$$\varepsilon_{pu-m} = \frac{\varepsilon_{pu-1} + \varepsilon_{pu-2} + \varepsilon_{pu-3}}{3} = \frac{0,179 + 0,144 + 0,157}{3} = 0,160 \quad (6.23)$$



(a) G46 01-01.



(b) G46 01-02.



(c) G46 01-03.

Figura 6.5: Cálculo de Parámetros de Hollomon, K y n - G46.

Tabla 6.3: Tabla Resumen - Modelo Constitutivo G46 - Modelo 1.

	E [MPa]	f_y [MPa]	K [MPa]	n [-]	ε_{pu} [-]
01-01	238000.00	587.00	951.26	0.0745	0.179
01-02	200000.00	587.00	968.28	0.0733	0.144
01-03	211000.00	586.00	976.56	0.0759	0.157
Modelo 1	216333.33	586.67	965.37	0.0746	0.160

6.5.2. Modelo 2

El planteo adoptado para el material de aporte es idéntico al utilizado para el material base. Este modelo se sustenta exclusivamente en los datos empíricos de una única probeta. Para este caso se seleccionó la muestra designada como G46-01-02.

El procedimiento de conversión a tensiones reales y la posterior calibración computacional en ABAQUS siguen la misma metodología ya detallada para el acero S355, en la sección 6.4.2. Por consiguiente, se omite su descripción para evitar repeticiones innecesarias en el documento.

Al igual que en el caso anterior, se utilizaron los parámetros elásticos obtenidos en el laboratorio. Se descartó nuevamente el cálculo automático del módulo E a partir del límite de fluencia f_y . Los valores finales empleados para este modelo se resumen en la Tabla 6.4.

Tabla 6.4: Tabla Resumen - Parámetros del ensayo - Modelo Constitutivo 2 - G46.

	E [MPa]	f_y [MPa]
01-02	200000.00	587.00

7 Validación del Modelo FEM

7.1. Introducción

Este capítulo realiza un resumen de la metodología de validación numérica desarrollada previamente en TUM [27]. El objetivo de esta sección es explicar los procedimientos y decisiones tomadas en el trabajo realizado previamente en Alemania, para modelar y validar el modelo numérico.

Para llevar a cabo la simulación mediante FEM se utilizó el programa ABAQUS CAE 2023/2025. La validación del modelo numérico consistió en comparar los resultados obtenidos mediante FEM con los resultados experimentales disponibles, evaluando desplazamientos, tensiones y deformaciones. Una vez alcanzada una correlación satisfactoria entre ambos conjuntos de resultados, el modelo se considera validado y apto para el estudio de interés.

A lo largo de todo el proceso de validación se utilizó la probeta A2 como caso de referencia para tomar las decisiones pertinentes. Posteriormente, las decisiones adoptadas se verificaron también sobre las probetas B2 y C2.

Como criterio general, se asumió que errores de hasta el 15% o 20% entre los resultados FEM y los experimentales, evaluados sobre las curvas de M vs. Ang. y F vs. Despl. descritas en la Sección 5.2, son aceptables para dar por válido el modelo.

Para reducir el costo computacional, se utilizó la condición de simetría del problema, simulando únicamente la mitad de la geometría, tal como se ilustra en la Figura 7.1. Las condiciones de contorno reproducen las condiciones reales del ensayo: los puntos de referencia RP-1 y RP-2, vinculados a las superficies cilíndricas correspondientes a los bulones, restringen el desplazamiento en las tres direcciones ($x = y = z = 0$), mientras que sobre el punto de referencia RP-3 se impone un desplazamiento en la dirección negativa de y para reproducir la carga aplicada durante el ensayo.

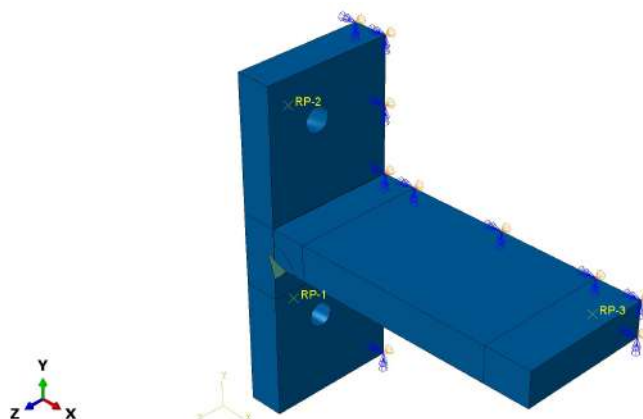


Figura 7.1: Simulación FEM A2 - modelo de simetría.

7.2. Proceso de Validación

El proceso de validación del modelo comprendió la evaluación de cuatro grupos de parámetros: geometría de la soldadura, modelo constitutivo del material, tipo de elemento y formulación del análisis, y tamaño de malla. En cada etapa se modificó únicamente el parámetro bajo estudio, manteniendo constantes los restantes. A continuación se resume la decisión adoptada en cada caso, junto con la justificación técnica que la sustenta. El desarrollo completo de cada comparación puede consultarse en [27].

7.2.1. Geometría de la soldadura

Se compararon dos representaciones geométricas de la sección de soldadura. La primera se denominó geometría simplificada, definida mediante un triángulo inscrito en la sección real de la soldadura. Se definió a partir de las macrosecciones descritas en el Capítulo 5. La segunda se denominó geometría completa, ya que reproduce la sección real de la soldadura sin simplificaciones. Las Figuras 7.2a–7.2b ilustran las geometrías simplificada y completa mencionadas anteriormente.

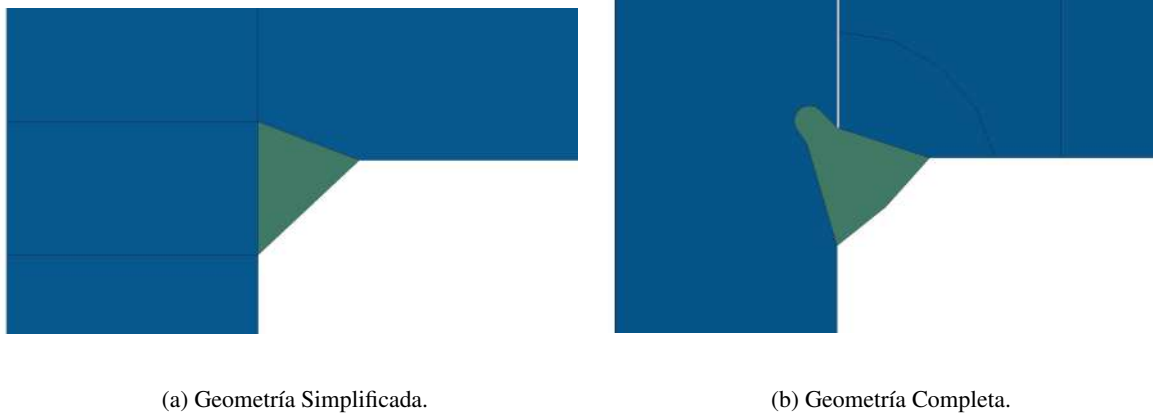
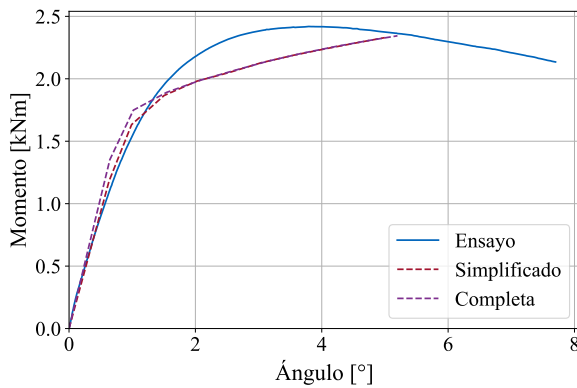
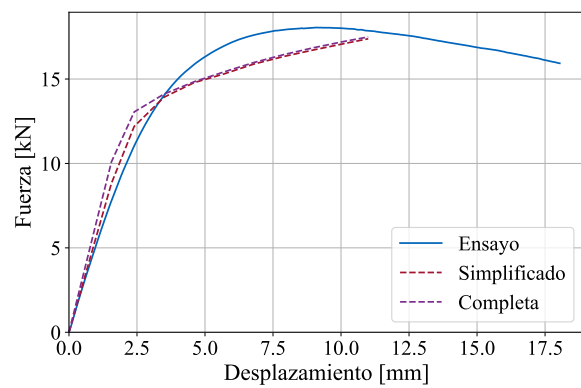


Figura 7.2: Geometría soldadura de A2 para validación.

Los resultados mostraron que las diferencias entre ambas geometrías son prácticamente despreciables, como muestran las Figuras 7.3a–Figura 7.3b. Por lo tanto, se adoptó la geometría completa para continuar la validación numérica.



(a) Momento vs. Ángulo.



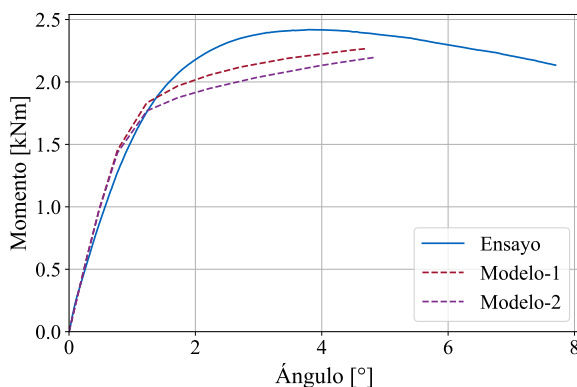
(b) Fuerza vs. Desplazamiento.

Figura 7.3: Comparación de geometría A2 para validación.

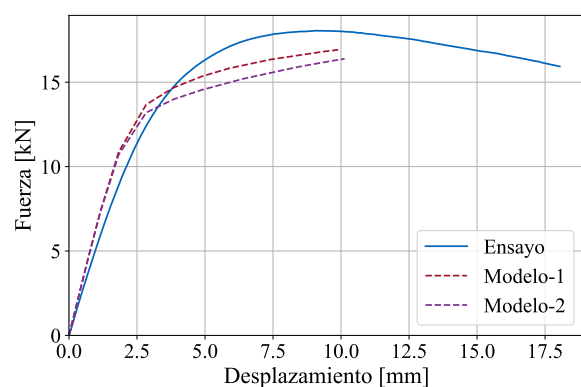
7.2.2. Modelo constitutivo del material

Se evaluaron dos modelos constitutivos para representar el comportamiento del material, denominados Modelo 1 y Modelo 2, cuya construcción se describe en detalle en el Capítulo 6. El Modelo 1 se construye a partir de múltiples ensayos, utilizando valores medios e idealizando el comportamiento del material, lo que lo hace más representativo. El Modelo 2, en cambio, depende exclusivamente de la muestra específica ensayada, lo que limita su generalidad.

Aunque las diferencias entre ambos modelos no son muy significativas en la zona elástica, comienzan a ser apreciables en la zona plástica. En las Figuras 7.4a–7.4b puede observarse lo mencionado. El Modelo 1 no solo proporciona mejores resultados cuantitativos, sino que ofrece mayor versatilidad para trabajar con valores promedio e idealizar el material. Por estas razones, se adoptó el Modelo 1 con valores medios.



(a) Momento vs. Ángulo.



(b) Fuerza vs. Desplazamiento.

Figura 7.4: Comparación del modelo constitutivo A2 para validación.

7.2.3. Tipo de elemento y formulación del análisis

Se realizó una investigación adicional para determinar el impacto del tipo de análisis empleado en la resolución del problema, así como el de las diversas formulaciones de elementos disponibles. Como se describe en la Sección 5.2, el ensayo de flexión es un problema cuasi-estático. Este tipo de problemas puede tratarse computacionalmente como un fenómeno dinámico, en el cual se varía la velocidad de aplicación de la carga de manera controlada para minimizar los efectos de inercia. En consecuencia, este problema puede abordarse tanto con un análisis dinámico como con uno estático.

En el análisis dinámico, se evaluó la diferencia entre utilizar integración implícita y explícita, mientras que en el análisis estático se estudió el impacto de variar el tipo de elemento empleado. Con respecto a los elementos, se seleccionaron elementos hexaedros cuadriláteros dado que tienden a ofrecer una convergencia superior y resultados más precisos en comparación con los elementos tetraédricos. Dentro de los elementos hexaédricos se emplearon formulaciones con integración reducida, modos incompatibles e integración completa, tanto en variantes lineales como cuadráticas.

El análisis estático se basa en la ecuación de equilibrio.

$$[K] \cdot \{u\} = \{F\} \quad (7.1)$$

donde $[K]$ es la matriz de rigidez, $\{u\}$ el vector de desplazamientos y $\{F\}$ el vector de fuerzas aplicadas. Se evaluaron tres formulaciones de elementos hexaédricos, resumidas en la Tabla 7.1.

Tabla 7.1: Formulaciones de elementos hexaédricos evaluadas en el análisis estático [40][27].

Tipo de elemento	Ventajas	Desventajas
Lineal — Integración reducida (C3D8R)	Eficiente computacionalmente, evita bloqueo por cortante, menos sensible a distorsión de malla.	Propenso a <i>hourglassing</i> con malla gruesa.
Cuadrático — Integración reducida (C3D20R)	Mayor precisión, mitiga bloqueo por cortante.	Mayor costo computacional.
Lineal — Modos incompatibles (C3D8I)	Adecuado para flexión; evita bloqueo por cortante, bajo costo computacional.	Sensible a la distorsión de malla.

El análisis dinámico incorpora los efectos de inercia y amortiguamiento.

$$[M] \cdot \{\ddot{u}(t)\} + [C] \cdot \{\dot{u}(t)\} + [K] \cdot \{u(t)\} = \{F(t)\} \quad (7.2)$$

Se compararon los esquemas de integración explícita e implícita, utilizando en ambos casos elementos hexaédricos lineales. La integración implícita es incondicionalmente estable pero demanda mayor costo computacional a medida que crece el número de elementos. La integración explícita es más eficiente, aunque requiere pasos de tiempo suficientemente pequeños para garantizar la estabilidad condicional de la solución [40].

Los resultados de las distintas combinaciones evaluadas mostraron diferencias prácticamente despreciables entre sí, tanto en la zona elástica como en la plástica. En las Figuras 7.5a–7.5b pueden observarse los resultados. Los análisis dinámicos, tanto explícito como implícito, requirieron tiempos de cómputo considerablemente mayores que los estáticos. Por esta razón, y en virtud de su mayor simplicidad y eficiencia, se adoptaron elementos hexaédricos lineales con integración reducida (C3D8R) bajo un análisis estático.

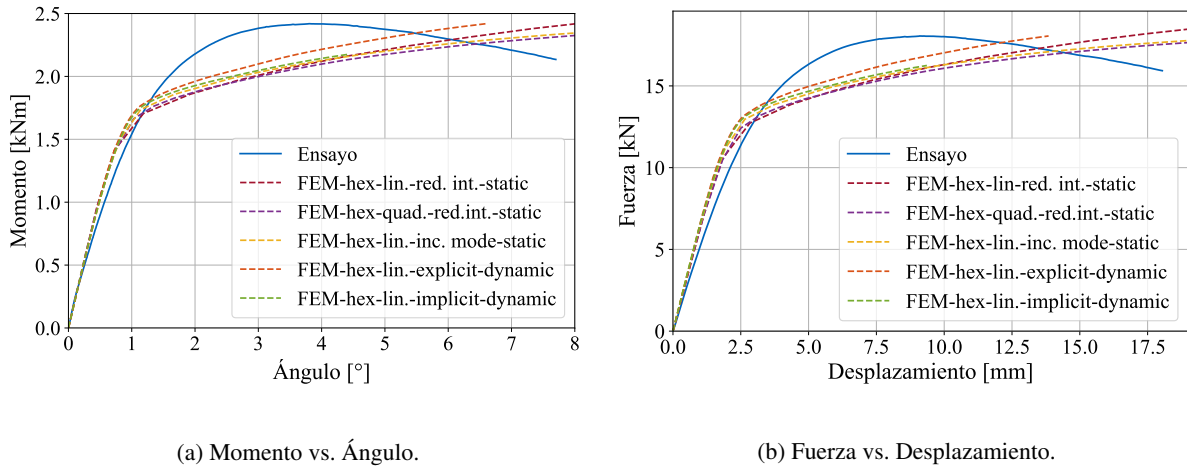


Figura 7.5: Comparación de Tipos de Elementos y Métodos de Análisis de A2 para validación.

7.2.4. Tamaño de malla

Se compararon tres tamaños de malla en la zona de soldadura: 1.00 mm, 0.50 mm y 0.25 mm. El refinamiento de la malla no se aplicó de forma global, sino de manera local en las regiones de mayor concentración de tensiones y deformaciones, es decir, en la zona de soldadura. Para lograrlo se realizaron particiones geométricas que permitieron un refinamiento selectivo. Como se ilustra en la Figura 7.6, se muestra la malla refinada final del modelo.

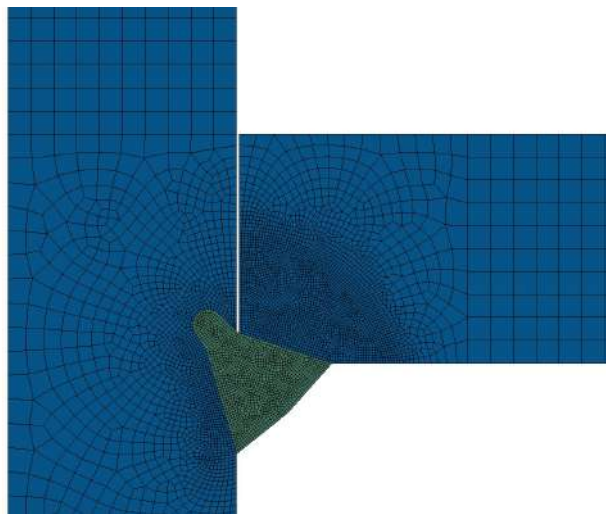


Figura 7.6: A2 - Malla

Como se ilustra en las Figuras 7.7a–7.7b, los resultados de las simulaciones con tamaños de malla de 0.25 mm, 0.50 mm y 1.00 mm se comparan con los resultados experimentales. A medida que se refina la malla los resultados en la zona elástica mejoran, mientras que en la zona plástica las diferencias entre tamaños son poco significativas. Sin embargo, la malla de 0.25 mm es imprescindible para representar adecuadamente la distribución de tensiones y deformaciones en la soldadura, información que será utilizada en secciones posteriores. Por esta razón, se adoptó un tamaño de malla de 0.25mm en la región de soldadura.

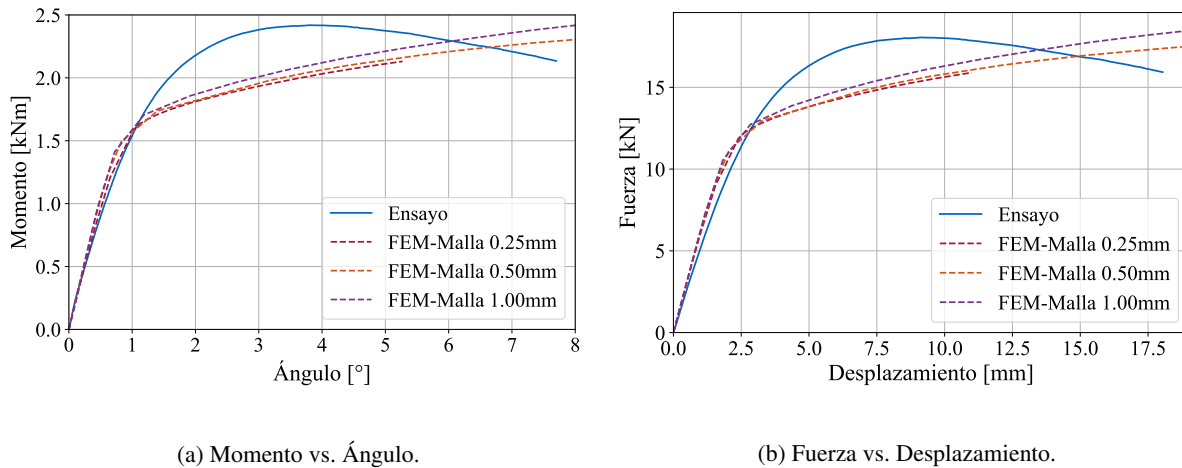


Figura 7.7: Refinamiento de malla en Modelo A2 para validación.

7.3. Modelo Final Adoptado

La Tabla 7.2 sintetiza los parámetros del modelo FEM validado que se adoptan íntegramente en el presente trabajo.

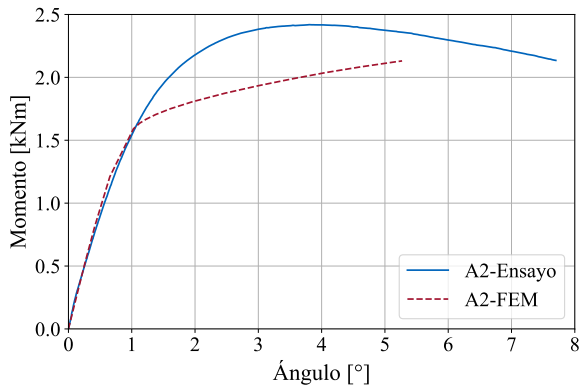
Tabla 7.2: Parámetros del modelo FEM adoptado [27].

Parámetro	Decisión adoptada
Geometría de soldadura	Completa
Modelo constitutivo	Modelo 1 — Valores medios
Tipo de elemento	Hexaédrico lineal — integración reducida (C3D8R)
Tipo de análisis	Estático
Tamaño de malla	0,25 mm (zona de soldadura)

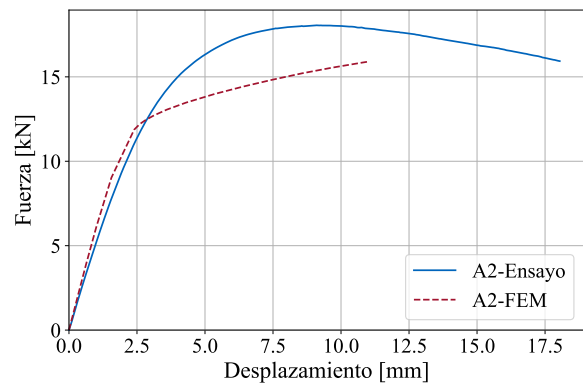
Con los parámetros de la Tabla 7.2, el modelo fue realizado para las tres probetas (A2, B2 y C2) y comparado con los resultados experimentales mediante las curvas de Momento vs. Ángulo y Fuerza vs. Desplazamiento. Los resultados se presentan en las Figuras 7.8a–7.10b.

Para la probeta A2, la región elástica presenta una muy buena correlación con el ensayo experimental. En el valor pico de resistencia se observa una diferencia de aproximadamente el 15 %, lo cual se encuentra dentro del margen de aceptación establecido. En el caso de la probeta B2, la correlación en la zona elástica es

igualmente satisfactoria, y el momento máximo resistido por la unión presenta un error de aproximadamente el 7% respecto al valor experimental. Para la probeta C2, el modelo muestra una discrepancia de alrededor del 10% en la transición elástica-plástica, mientras que en el valor pico de resistencia la diferencia es prácticamente nula. En todos los casos los errores se encuentran por debajo del umbral del 15%–20% adoptado como criterio de aceptación.

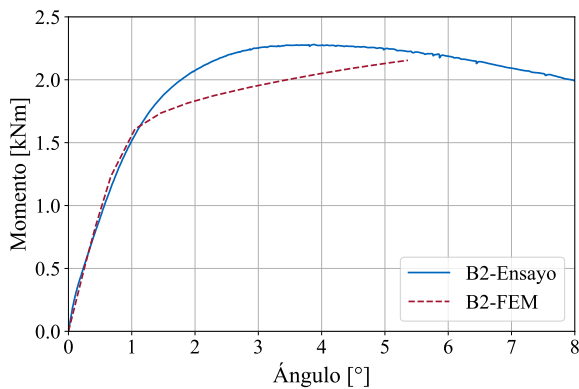


(a) Momento vs. Ángulo.

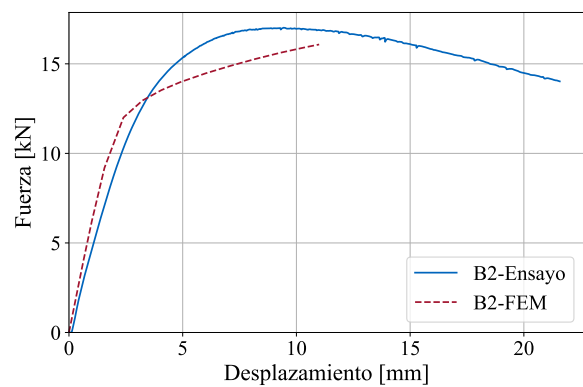


(b) Fuerza vs. Desplazamiento.

Figura 7.8: Modelos validados - A2 [27].



(a) Momento vs. Ángulo.



(b) Fuerza vs. Desplazamiento.

Figura 7.9: Modelos validados - B2 [27].

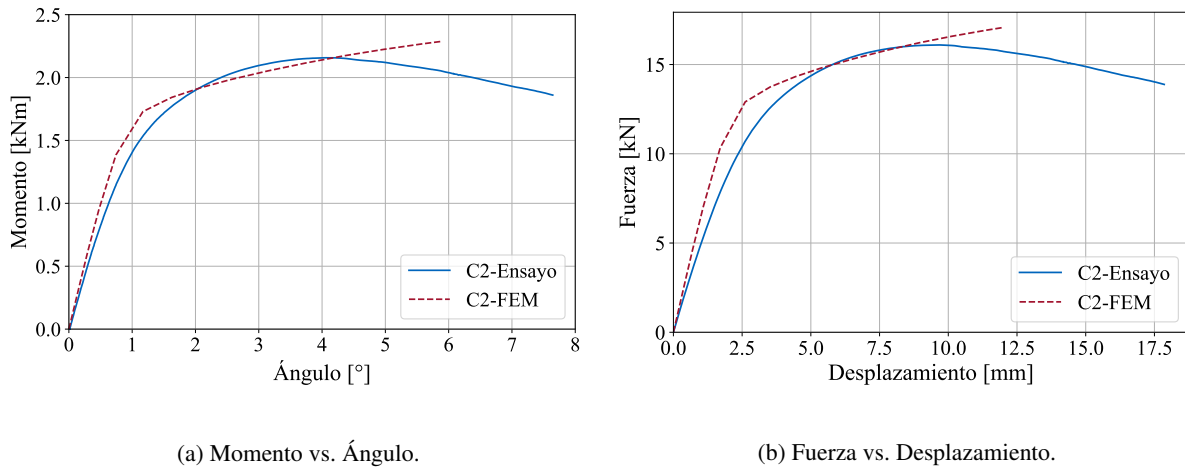


Figura 7.10: Modelos validados - C2 [27].

7.4. Verificación mediante DIC

Como paso final de la validación, las deformaciones obtenidas en la simulación fueron comparadas con las medidas experimentalmente mediante Correlación de Imágenes Digitales (DIC), técnica descrita en la Sección 5.3.2. La comparación se realizó en el estado de carga máxima, dado que en la etapa elástica las deformaciones son de magnitud inferior a la resolución del sistema de medición. En ambos casos se emplearon deformaciones logarítmicas, por ser la magnitud comparable entre el ensayo y la simulación.

Las Figuras 7.11a y 7.11b presentan las deformaciones máximas y mínimas medidas mediante DIC, mientras que los resultados FEM de las probetas A2, B2 y C2 se muestran en las Figuras 7.12a–7.14b. En todos los casos, las magnitudes y direcciones de las deformaciones simuladas coinciden satisfactoriamente con las experimentales, con la excepción de una leve sobreestimación en la zona superior del material base, que no compromete la validez global del modelo.

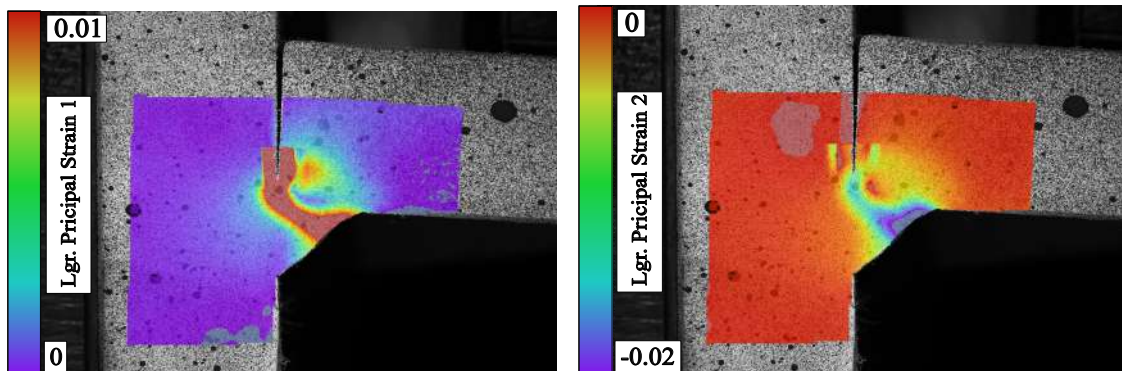


Figura 7.11: Deformaciones logarítmicas - DIC [27].

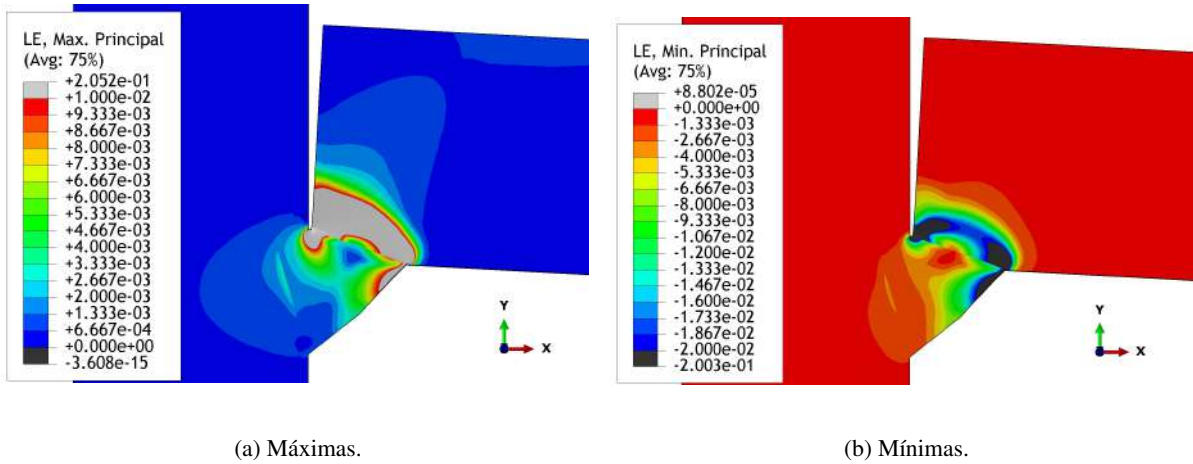


Figura 7.12: Deformaciones logarítmicas - FEM - A2 [27].

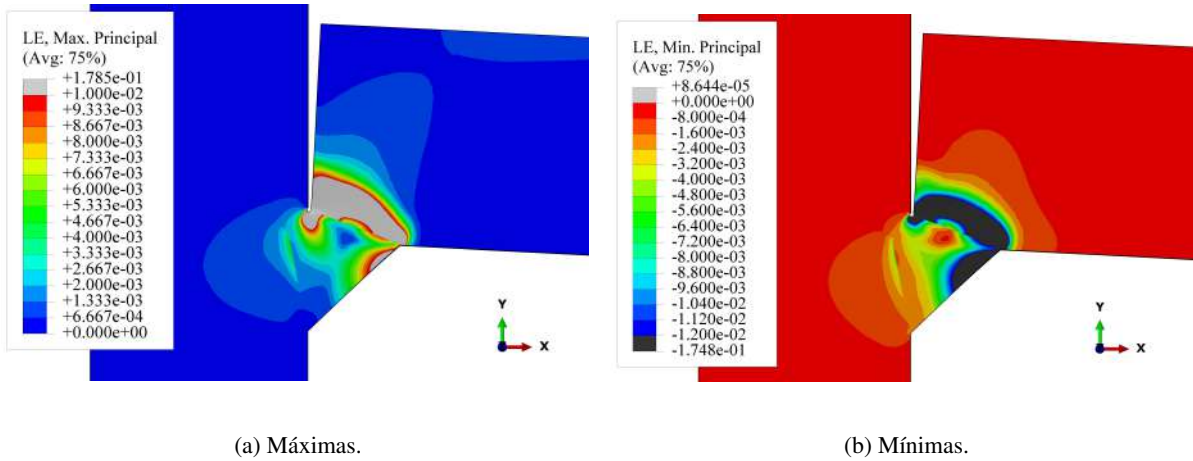


Figura 7.13: Deformaciones logarítmicas - FEM - B2 [27].

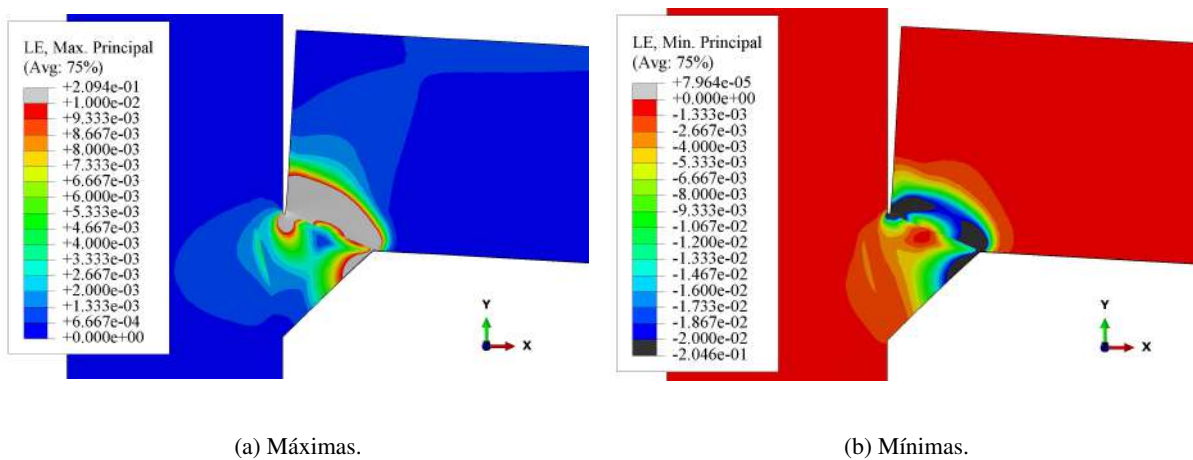


Figura 7.14: Deformaciones logarítmicas - FEM - C2 [27].

8 Investigación de Distribuciones de Tensión

8.1. Introducción

Este capítulo resume el estudio de distribución de tensiones realizado luego de la validación numérica, en el marco del trabajo previo desarrollado en Alemania [27]. Una vez adoptado el modelo FEM descrito en el Capítulo 7, el siguiente paso consistió en el estudio de las tensiones normales generadas en la soldadura. Como se mencionó en la Sección 3.2, la sección crítica de interés en las soldaduras de filete es la garganta. Para definir adecuadamente esta sección en el modelo, se utilizaron los datos presentados en la Sección 5.3.3.

Una vez determinada la dirección de la garganta, se analizaron varias secciones a lo largo del cordón de soldadura para evaluar si el comportamiento de la soldadura era consistente entre ellas. En cada sección se evaluaron exclusivamente las tensiones normales, ya que el enfoque del estudio es el comportamiento de la unión bajo flexión. Dado que el modelo C2 proporcionó los resultados más precisos durante la validación, todos los análisis de tensión a lo largo de la garganta se realizaron sobre dicho modelo [27].

8.2. Sección Transversal para Evaluación de Tensión en Soldadura

Para evaluar las tensiones en la soldadura, se definió la dirección de la garganta a partir de las macrosecciones críticas identificadas en la Sección 5.3.3. En los casos con múltiples secciones críticas no coincidentes, se adoptó una dirección promedio, la cual se ilustra mediante la línea roja en la Figura 8.1.

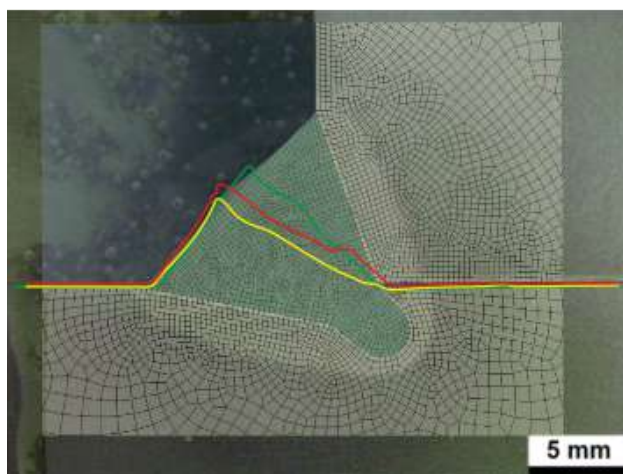


Figura 8.1: Dirección de la garganta adoptada en el modelo FEM [27].

Una vez definida la dirección de la garganta, se seleccionaron tres secciones transversales a lo largo del cordón con el fin de evaluar posibles variaciones en la distribución de tensiones según la posición.

- **Sección 1:** ubicada en la cara del extremo de la probeta.
- **Sección 2:** ubicada a 30 mm del plano de simetría.
- **Sección 3:** ubicada a 10 mm del plano de simetría.

Una representación esquemática de estas secciones se muestra en la Figura 8.2.

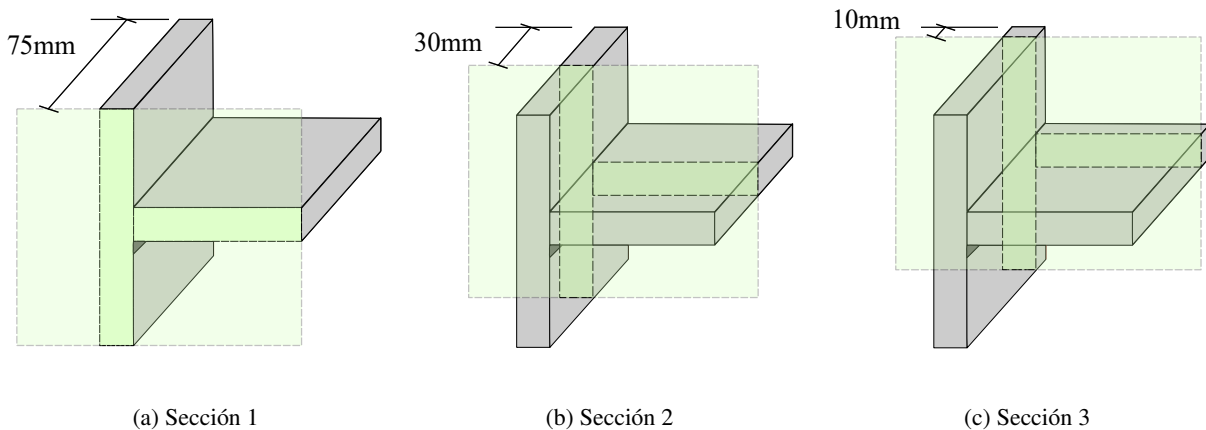


Figura 8.2: Secciones transversales para el análisis de tensión a lo largo del cordón de soldadura [27].

Este procedimiento de definir la dirección de la garganta y definición de tres secciones de análisis, se llevó a cabo para los tres modelos FEM correspondientes a las probetas A2, B2 y C2.

Dado que el foco del presente trabajo son las soldaduras de filete simple sometidas a flexión, el análisis se centró en la evolución de las tensiones normales en la garganta de la soldadura a lo largo del ensayo de flexión. Para la extracción de los resultados de dichas tensiones, se definió un sistema de ejes locales donde el eje 2 posee dirección perpendicular al eje de la soldadura. Por lo que dicha componente normal se denota convencionalmente como S22. Con este fin, se definieron tres puntos de evaluación sobre la curva Momento vs. Ángulo, como se ilustra en la Figura 8.3.

- **Punto 1:** dentro de la región elástica.
- **Punto 2:** en la transición elástica-plástica.
- **Punto 3:** en la región completamente plástica, correspondiente a la carga máxima.

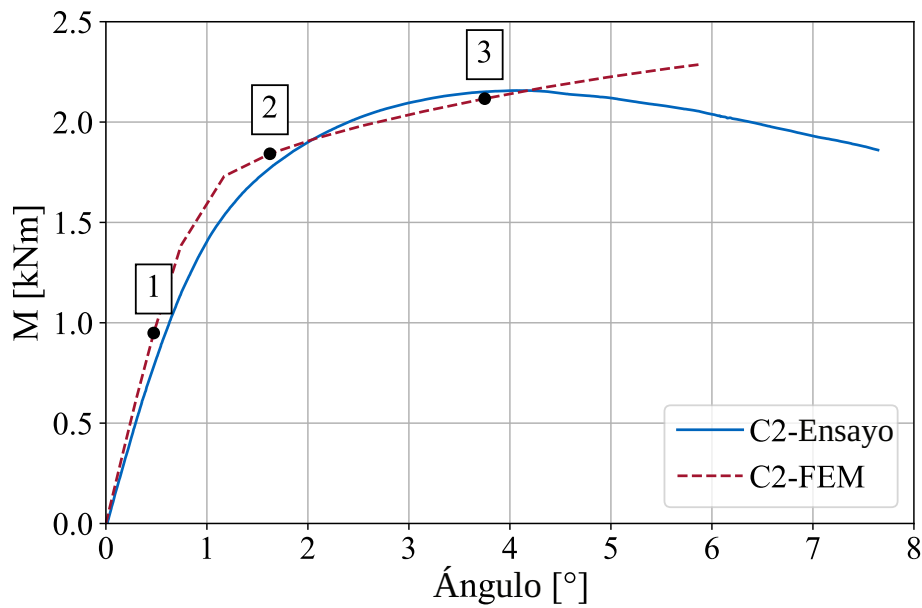


Figura 8.3: Puntos de evaluación sobre la curva Momento vs. Ángulo - C2 [27].

Los resultados del análisis para cada sección se presentan en las Figuras 8.4–8.6. En la Sección 1, ilustrada en la Figura 8.4, se observa una plastificación gradual de la sección a medida que avanza el ensayo. En la Sección 2, ilustrada en la Figura 8.5, los valores de tensión en la región cercana a la raíz de la soldadura son considerablemente superiores a los registrados en la Sección 1, mientras que la Sección 3, ilustrada en la Figura 8.6, exhibe una distribución de tensiones similar a la de la Sección 2.

Un resultado destacable y llamativo es que en las Secciones 2 y 3 se alcanzan tensiones de hasta 1400 MPa, valor que supera la tensión máxima del Modelo 1, siendo esta aproximadamente 850 MPa. Este aparente exceso no implica necesariamente la falla del material, ya que, como se explica en el Capítulo 4, los materiales dúctiles fallan por tensiones distorsivas y no por tensiones hidrostáticas. Se plantea entonces la hipótesis de que en las proximidades de la raíz de la soldadura existe un estado de tensión triaxial que genera una alta presión hidrostática, permitiendo que las componentes individuales superen la resistencia uniaxial sin que el material falle. Esta hipótesis se examina en la Sección 8.4.

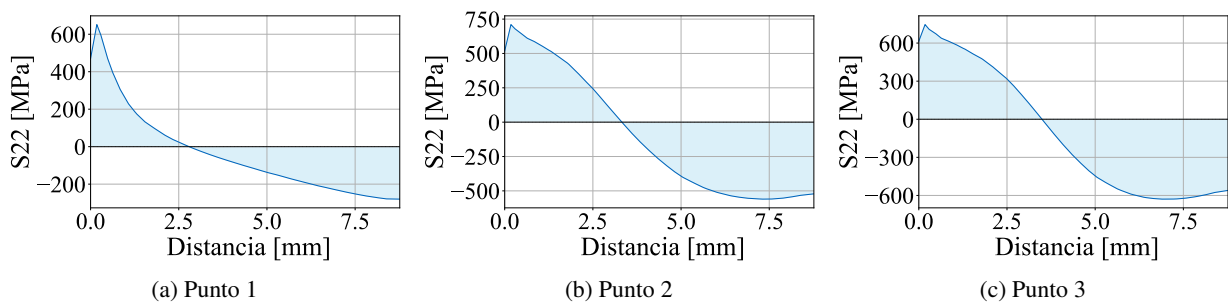


Figura 8.4: Evolución de la tensión normal a lo largo de la garganta - Sección 1 - C2 [27].

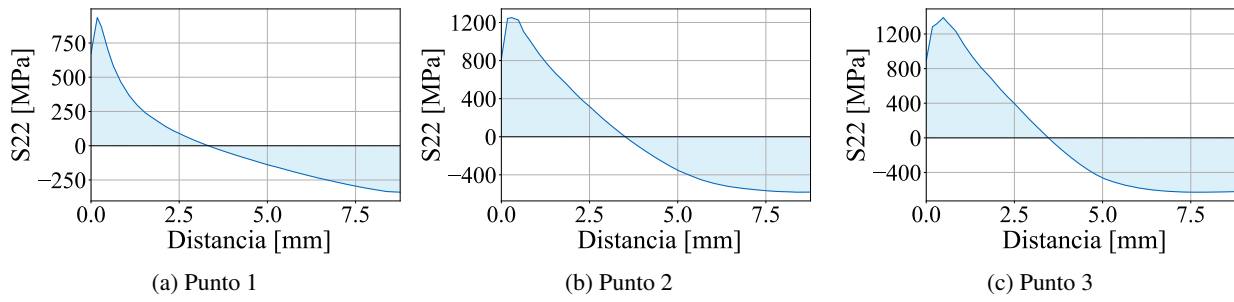


Figura 8.5: Evolución de la tensión normal a lo largo de la garganta - Sección 2 - C2 [27].

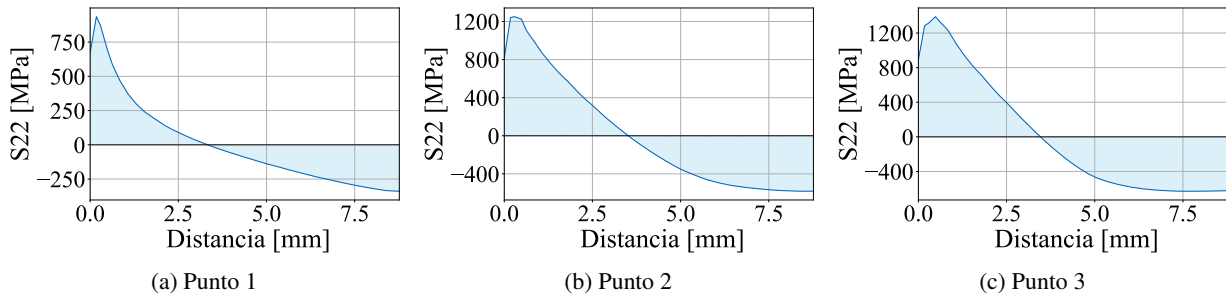


Figura 8.6: Evolución de la tensión normal a lo largo de la garganta - Sección 3 - C2 [27].

8.3. Evaluación de la Tensión Normal

Para verificar la precisión del diagrama de tensiones obtenido del modelo FEM, se comprobó que la soldadura sea capaz de transmitir íntegramente el momento flector generado por la carga externa. Con este fin, se comparó el momento externo M_{ext} con el momento interno M_{int} , obtenido integrando las tensiones normales S22 a lo largo de la garganta de la soldadura.

8.3.1. Momento Externo

El momento externo M_{ext} es el producido por la fuerza F aplicada a una distancia $e = 0,134$ m del punto de análisis, de manera análoga a una viga en voladizo, según se ilustra en la Figura 8.7:

$$M_{ext} = F \cdot e = F \cdot 0,134 \text{ m} \quad (8.1)$$

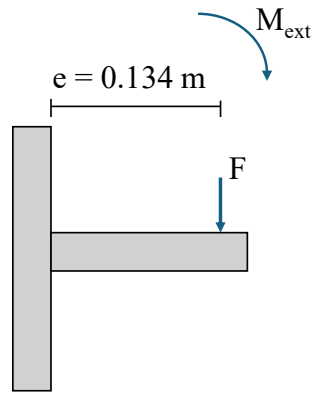


Figura 8.7: Esquema para el cálculo del momento externo M_{ext} [27].

8.3.2. Momento Interno

El momento interno M_{int} se obtuvo integrando numéricamente las tensiones normales a lo largo de la garganta mediante la regla de los trapecios implementada en Python [27], cuyo código se incluye en el Anexo C.

Como se ilustra en la Figura 8.8, las tensiones se dividen en dos grupos: tensiones positivas, cuya resultante es la fuerza de tracción T , y tensiones negativas, cuya resultante es la fuerza de compresión C , asumiendo en ambos casos una distribución uniforme a lo largo de la soldadura. El momento interno resulta entonces:

$$M_{int} = \frac{T + C}{2} \cdot z \quad (8.2)$$

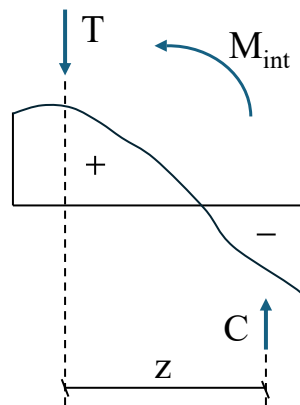


Figura 8.8: Esquema para el cálculo del momento interno M_{int} [27].

8.3.3. Error M_{ext} vs. M_{int}

El error se evaluó mediante la Ecuación 8.3, que expresa el porcentaje del momento externo no transmitido como momento interno:

$$Err = \left(1 - \frac{M_{int}}{M_{ext}} \right) \cdot 100 \quad (8.3)$$

Este análisis se realizó para los tres modelos A2, B2 y C2 en cada sección, tanto en la región elástica, cuyos resultados se presentan en la Tabla 8.1, como en la región plástica, presentados en la Tabla 8.2.

Tabla 8.1: Error de integración de tensión - Región Elástica - Resumen [27].

	Sección 1 (Paso 5)	Sección 2 (Paso 5)	Sección 3 (Paso 5)
A2	24,80 %	4,37 %	4,37 %
B2	25,25 %	3,31 %	3,08 %
C2	24,11 %	0,59 %	0,43 %

Tabla 8.2: Error de integración de tensión - Región Plástica - Resumen [27].

	Sección 1 (Paso 16)	Sección 2 (Paso 12)	Sección 3 (Paso 12)
A2	16,81 %	3,79 %	3,71 %
B2	26,28 %	2,36 %	2,30 %
C2	23,05 %	0,59 %	0,49 %

De ambas tablas se desprenden dos tendencias consistentes [27]. En primer lugar, las Secciones 2 y 3, ubicadas en el interior de la probeta y alejadas del extremo libre, presentan errores notablemente menores que la Sección 1, lo que las convierte en las más representativas del comportamiento general del cordón. En segundo lugar, el modelo C2 es el que proporciona los resultados más precisos, en coherencia con su mejor correlación durante la validación.

8.4. Efecto de la Triaxialidad

Como se señaló en la Sección 8.2, las Secciones 2 y 3 presentan un pico de tensión normal en la raíz de la soldadura que supera la tensión máxima del modelo constitutivo Modelo 1, equivalente a aproximadamente 850 MPa. Para verificar la hipótesis de la presencia de alta presión hidrostática debida a un estado de tensión triaxial, se analizó el punto de tensión máxima del modelo C2, por ser el de mayor precisión. Las componentes de tensión en dicho punto se presentan en la Tabla 8.3.

A partir de estos valores, la tensión hidrostática resulta:

Distancia [mm]	S_{11} [MPa]	S_{22} [MPa]	S_{33} [MPa]	S_{12} [MPa]	S_{23} [MPa]	S_{13} [MPa]
0.48	923.33	1388.91	933.75	151.49	-0.29	-0.52

Tabla 8.3: Resultado de la Simulación - Punto 3 - Sección 3 - C2.

$$\sigma_m = \frac{\sigma_x + \sigma_y + \sigma_z}{3} = \frac{923,33 + 1388,91 + 933,75}{3} \text{ MPa} = 1082 \text{ MPa} \quad (8.4)$$

El valor obtenido confirma la existencia de un estado de confinamiento hidrostático significativo en la región de pico de tensión. Como se explicó en el Capítulo 4, los materiales dúctiles no fallan por tensiones hidrostáticas, por lo que este resultado, por sí solo, no implica la falla del material.

Para determinar si el material se encuentra en régimen plástico, se aplicó el criterio de von Mises, descrito en la Sección 4.3. A partir de las componentes de tensión de la Tabla 8.3, la tensión equivalente resulta:

$$\sigma_{eq} = \sqrt{\frac{1}{2} [(S_{11} - S_{22})^2 + (S_{22} - S_{33})^2 + (S_{33} - S_{11})^2 + 6(S_{12}^2 + S_{23}^2 + S_{13}^2)]}$$

$$\sigma_{eq} = 529,98 \text{ MPa} \leq 850, \text{ MPa} \quad (8.5)$$

El valor obtenido es inferior al límite elástico definido en el Modelo 1, por lo que el criterio de von Mises no se supera y el material en esta región no se encuentra plastificando. Este resultado confirma la hipótesis planteada. El estado de tensión triaxial en las proximidades de la raíz de la soldadura genera una alta presión hidrostática que permite que las componentes de tensión individuales alcancen valores elevadas sin que el material falle [27].

9 Evaluación dimensión ambiental

9.1. Introducción

Todo proyecto académico y tecnológico debe buscar mejorar la calidad de vida y el entorno, integrando el concepto de desarrollo sostenible. Este compromiso global se materializó en 2015 con la Agenda 2030 para el Desarrollo Sostenible de la ONU. Sus 17 Objetivos de Desarrollo Sostenible establecen metas para 2030 que integran el desarrollo económico, social y ambiental [41]. Véase la Figura 9.1.



Figura 9.1: Objetivos del desarrollo sostenible [41]

El presente trabajo persigue dicho desarrollo, buscando cumplir diferentes objetivos y metas. A continuación, se detallan ordenados de mayor a menor ponderación.

9.2. Industria, innovación e infraestructura - ODS 9

En este apartado se identifican las metas del ODS 9 vinculadas al presente trabajo, de acuerdo con la definición establecida por la ONU [41].

- **Meta 9.1:** Desarrollar infraestructuras fiables, sostenibles, resilientes y de calidad, incluidas infraestructuras regionales y transfronterizas, para apoyar el desarrollo económico y el bienestar humano, haciendo especial hincapié en el acceso asequible y equitativo para todos.
- **Meta 9.2:** Promover una industrialización inclusiva y sostenible y, de aquí a 2030, aumentar significativamente la contribución de la industria al empleo y al producto interno bruto, de acuerdo con las circunstancias nacionales, y duplicar esa contribución en los países menos adelantados.

- **Meta 9.b:** Apoyar el desarrollo de tecnologías, la investigación y la innovación nacionales en los países en desarrollo, incluso garantizando un entorno normativo propicio a la diversificación industrial y la adición de valor a los productos básicos, entre otras cosas.

A continuación se justifica la vinculación del trabajo con cada una de estas metas.

Meta 9.1. Este trabajo contribuye al desarrollo de infraestructura vial en Argentina al introducir una solución innovadora para la construcción de puentes de corta y mediana luz, como las construcciones mixtas con vigas cajón de acero de pequeñas dimensiones. Al analizar el comportamiento real de las soldaduras de filete en este tipo de estructuras, se busca reducir el sobredimensionamiento de las uniones soldadas, lo que se traduce en una reducción de costos y en un diseño más eficiente para esta solución constructiva.

Meta 9.2. La normativa vigente en Argentina presenta criterios conservadores que derivan en secciones sobredimensionadas y en un uso no óptimo de los materiales. Este trabajo busca comprender en profundidad el comportamiento de las soldaduras de filete unilaterales bajo flexión, sentando las bases para diseñar uniones más ajustadas que empleen menos material sin comprometer la seguridad estructural.

Meta 9.b. Este trabajo sienta las bases para una futura adecuación normativa en Argentina, al generar conocimiento técnico sobre el comportamiento de soldaduras de filete unilaterales bajo flexión. Si bien no propone cambios reglamentarios directos, comprender el funcionamiento de estas uniones es un paso necesario para que organismos competentes puedan, en el futuro, revisar criterios conservadores y hacer viable esta tecnología constructiva en el país.

9.3. Producción y consumo responsable - ODS 12

En este apartado se identifican las metas del ODS 12 vinculadas al presente trabajo, de acuerdo con la definición establecida por la ONU [41].

- **Meta 12.2:** De aquí a 2030, lograr la gestión sostenible y el uso eficiente de los recursos naturales.
- **Meta 12.a:** Ayudar a los países en desarrollo a fortalecer su capacidad científica y tecnológica para avanzar hacia modalidades de consumo y producción más sostenibles.

A continuación se justifica la vinculación del trabajo con cada una de estas metas.

Meta 12.2. Este trabajo contribuye indirectamente a un uso más eficiente de los recursos, al demostrar que las normativas actuales derivan en soldaduras sobredimensionadas. El conocimiento generado puede orientar futuros diseños hacia uniones más ajustadas, reduciendo el consumo de material de aporte sin comprometer la seguridad estructural.

Meta 12.a. El trabajo fortalece la capacidad tecnológica local al incorporar y adaptar al contexto argentino metodologías de análisis desarrolladas en Europa. Esto permite que instituciones académicas e industriales del país cuenten con herramientas más precisas para abordar problemáticas propias de la construcción metálica, promoviendo una producción más eficiente a largo plazo.

10 Conclusión

10.1. Conclusión General

El presente trabajo abordó la investigación numérica y experimental de las tensiones en soldaduras de filete unilaterales sometidas a cargas de flexión, motivado por la necesidad de comprender el comportamiento real de este tipo de uniones en vigas cajón de acero de pequeñas dimensiones, aplicadas en la construcción de puentes. Esta tipología ha cobrado especial relevancia en Alemania debido a sus ventajas constructivas: rapidez de ejecución, eficiencia estructural y menor impacto social durante la obra.

El resultado más relevante del análisis es la identificación de un efecto de triaxialidad en las proximidades de la raíz de la soldadura. Este estado tensional genera una elevada presión hidrostática que, si bien produce componentes de tensión individuales de gran magnitud, no implica la falla del material en términos del criterio de Von Mises, dado que los materiales dúctiles no fallan por tensiones hidrostáticas. En consecuencia, este fenómeno permite que la unión alcance tensiones elevadas.

Desde una perspectiva más amplia, el trabajo pone de manifiesto que la viabilidad de este tipo de soluciones estructurales no depende únicamente de consideraciones técnicas, sino también del contexto socioeconómico en el que se insertan. En países como Alemania, la decisión de invertir en tecnologías de prefabricación avanzada responde a una lógica que trasciende lo meramente económico. La interrupción de una vía de alta circulación implica un costo social de gran magnitud como pérdida de tiempo, desvíos prolongados, impacto en la productividad y en la calidad de vida de los usuarios, que justifica el desarrollo y adopción de soluciones constructivas que minimicen las afectaciones durante la ejecución de obra. En este marco, el costo de una tecnología más sofisticada se evalúa contra el costo total que implica no utilizarla, adoptando una visión de largo plazo.

En Argentina, en cambio, las decisiones de inversión en infraestructura tienden a privilegiar el menor costo inicial de ejecución por sobre la eficiencia de la ejecución de la obra. Esta lógica cortoplacista, condicionada por la inestabilidad macroeconómica, dificulta la adopción de tecnologías cuyo retorno se materializa en el mediano y largo plazo. En la práctica, esto se traduce en que una solución constructiva tradicional, que requiere cortar la vía y establecer desvíos durante meses, puede resultar más viable económicamente que una alternativa tecnológica más costosa que permita mantener la circulación con interrupciones mínimas, aun cuando esta última sea superior en términos de impacto social y eficiencia global. A ello se suma que el bajo consumo de acero estructural y la escasa escala de producción de estas tipologías hacen que, en el estado actual del mercado local, la inversión necesaria para implementar esta solución no resulte económicamente justificable de manera aislada.

Sin embargo, esta situación no es inmutable. El desarrollo del conocimiento técnico, como el que se genera en el presente trabajo, es un paso necesario para que, en el futuro, cuando las condiciones del mercado y la política de infraestructura lo permitan, existan bases sólidas para una adopción fundamentada de esta tecnología en el contexto argentino.

10.2. Conclusiones Particulares

Materiales y Tecnología

El análisis de los aceros empleados permitió identificar sus equivalencias normativas entre ambos contextos: el material base S355 y el material de aporte G46, utilizados bajo normativa europea, encuentran su equivalente en el marco reglamentario argentino en los aceros F-36 y ER 80S, respectivamente. En cuanto a la tecnología disponible para la implementación de la solución propuesta, se constató que no existe una diferencia sustancial entre la capacidad de fabricación accesible en Argentina y la empleada en Alemania. La brecha no reside en los medios de producción sino en el volumen: el bajo consumo de acero estructural en Argentina no justifica, en el estado actual del mercado, la escala de inversión requerida para producir este tipo de vigas de manera competitiva.

Marco Normativo

El relevamiento y análisis comparativo de las normativas vigentes (Eurocódigo 3, CIRSOC 301 y AISC 360) reveló diferencias considerables en los requerimientos de garganta de soldadura para un mismo estado de cargas. El marco normativo argentino presenta criterios más conservadores, derivando en secciones más grandes. Esta situación no es ajena al contexto productivo local: los menores estándares de control de calidad en el proceso de fabricación implican una mayor variabilidad en la ejecución, lo que obliga al reglamento a adoptar mayores márgenes de seguridad para garantizar la confiabilidad de las uniones. En ese contexto, optimizar la garganta de soldadura carece de sentido práctico si no se acompaña de una mejora equivalente en los procesos de fabricación y control de calidad. No obstante, los resultados de este trabajo sientan las bases para que, en el futuro, los organismos competentes puedan revisar estos criterios.

Modelo de Elementos Finitos

En el marco de este trabajo se desarrolló y calibró un modelo de elementos finitos (FEM) en el software ABAQUS capaz de representar de forma satisfactoria el comportamiento mecánico de la soldadura de filete unilateral sometida a flexión. El proceso de validación permitió identificar los parámetros de mayor influencia en el modelado: el modelo constitutivo del material y la configuración de la malla, tanto en cuanto al tamaño como al tipo de elementos empleados. Si bien el modelo no replica con exactitud la curva experimental, las discrepancias observadas son atribuibles a las simplificaciones inherentes al proceso de modelado, en particular a la dificultad de caracterizar las propiedades mecánicas en la Zona Afectada Térmicamente (ZAT), cuya variabilidad introduce una incertidumbre significativa.

Una vez validados los modelos, se evaluaron las distribuciones de tensión en distintas secciones a lo largo del cordón. Los resultados más representativos corresponden a las secciones interiores de la probeta, donde se observó el efecto de triaxialidad descrito en la conclusión general.

Dimensión Ambiental

El presente trabajo se enmarca en los Objetivos de Desarrollo Sostenible (ODS) de la Agenda 2030 de la ONU. Al buscar una reducción del sobredimensionamiento en las uniones soldadas, se contribuye a un uso más eficiente de los materiales (ODS 12), evitando el consumo innecesario de acero sin comprometer la seguridad estructural. Asimismo, el desarrollo de soluciones constructivas más eficientes para infraestructura vial (ODS 9) promueve la innovación tecnológica y sienta las bases para una futura adecuación normativa que haga viable esta tipología constructiva en Argentina.

A Anexo: Gráficas complementarias

A.1. Datos Consumo Aparente del Acero en Argentina

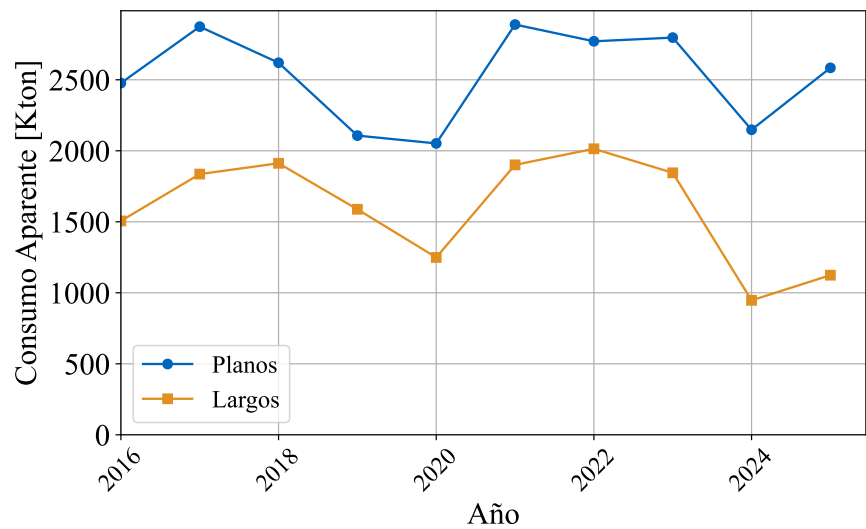


Figura A.1: Consumo Aparente de productos planos y largos [42].

A.2. Ensayo de unión soldada

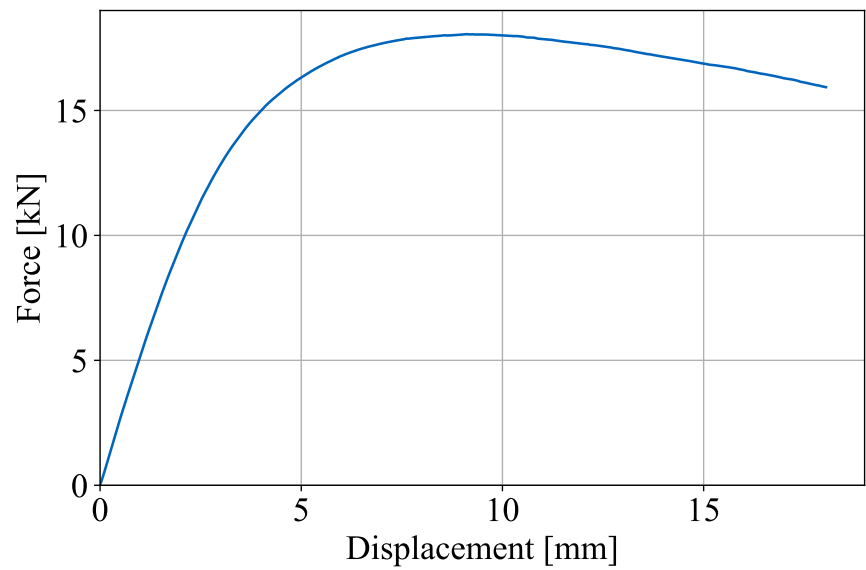


Figura A.2: A2 - Fuerza vs. Desplazamiento

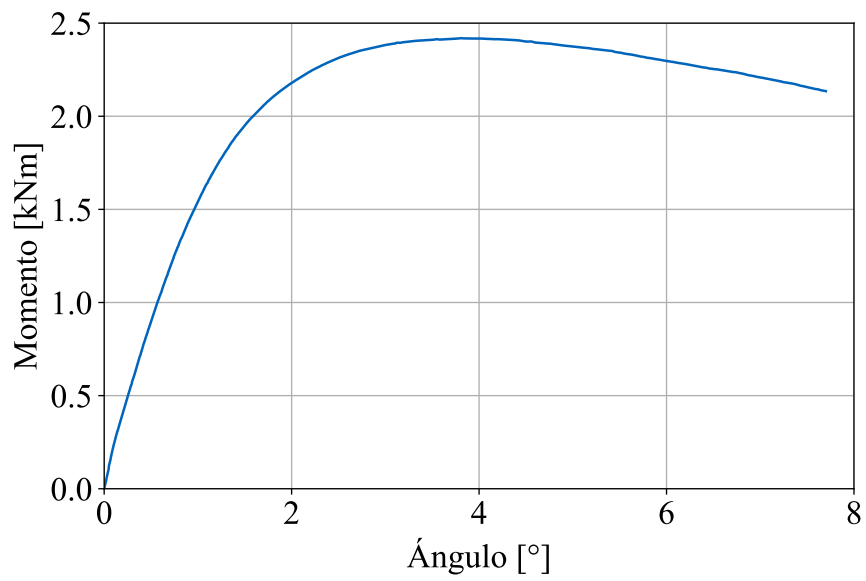


Figura A.3: A2 - Momento vs. Ángulo

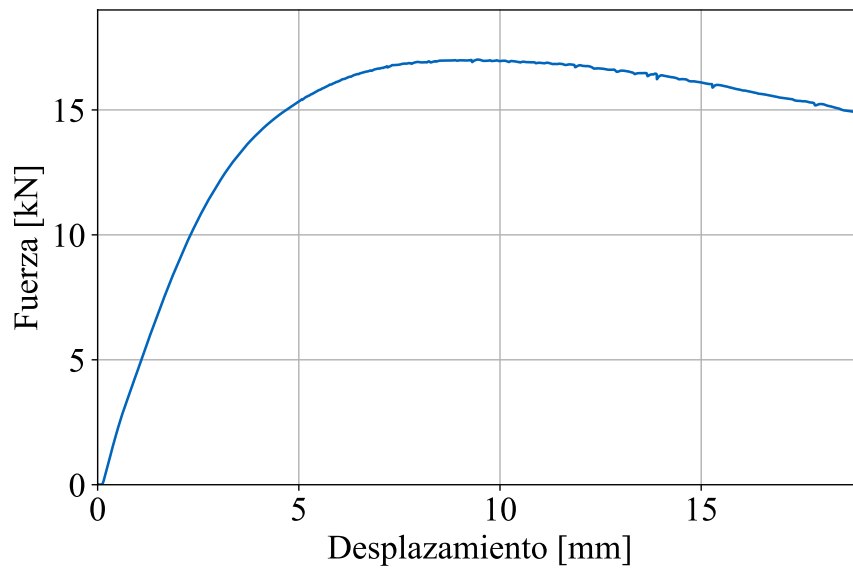


Figura A.4: B2 - Fuerza vs. Desplazamiento

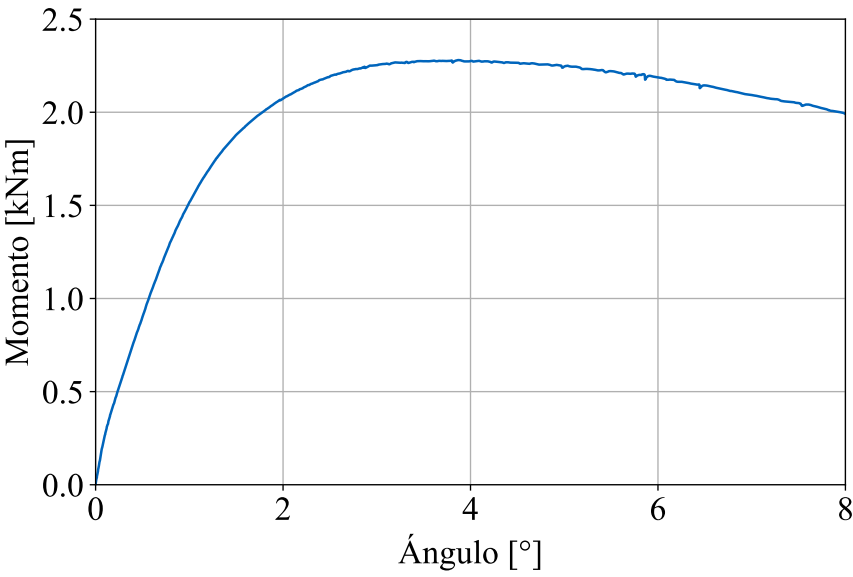


Figura A.5: B2 - Momento vs. Ángulo

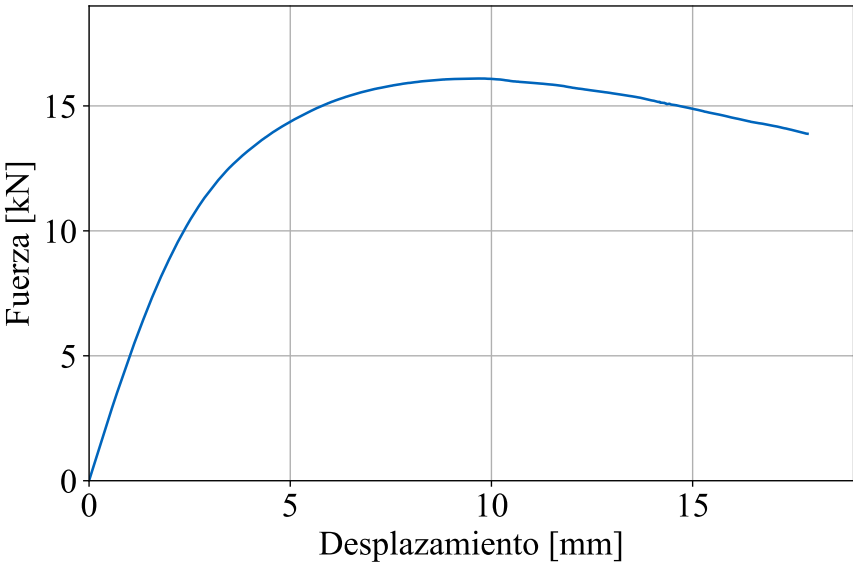


Figura A.6: C2 - Fuerza vs. Desplazamiento

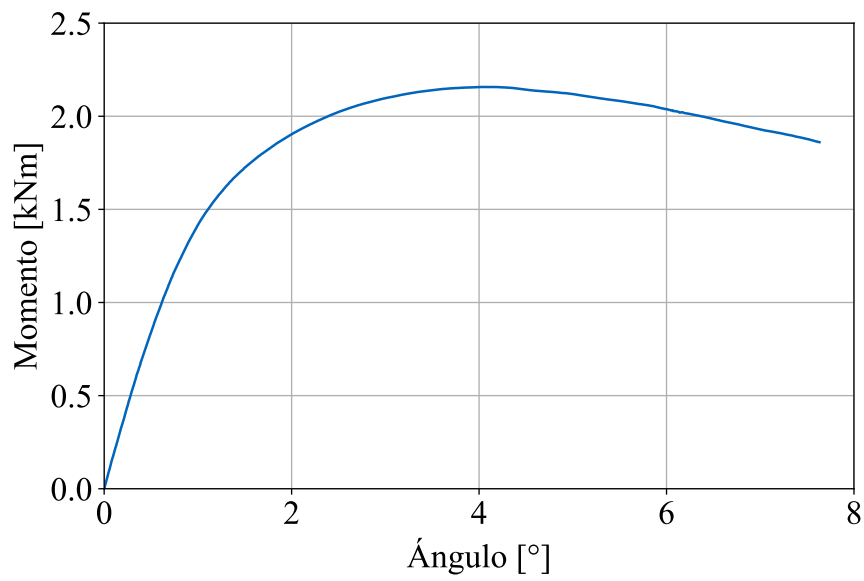


Figura A.7: C2 - Momento vs. Ángulo

A.3. S355 - Ensayos de tracción

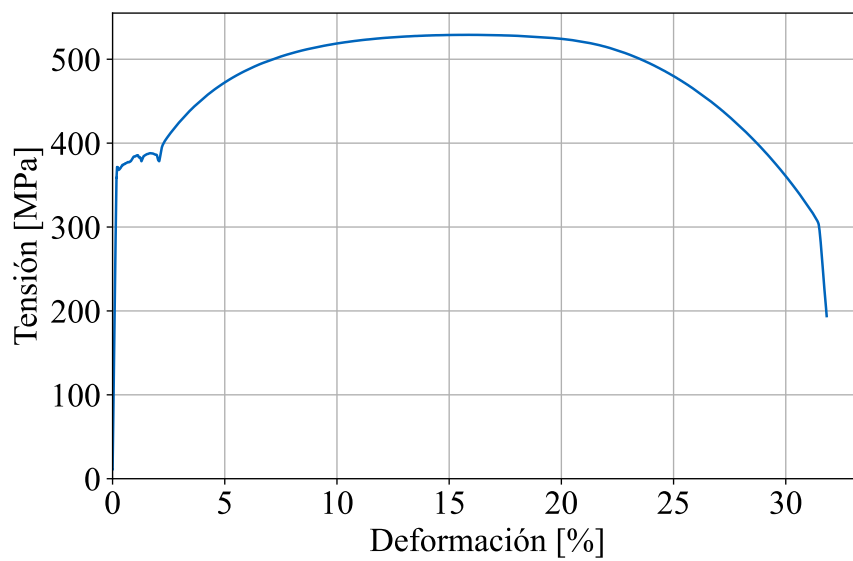


Figura A.8: C5 - Tensión ingenieril

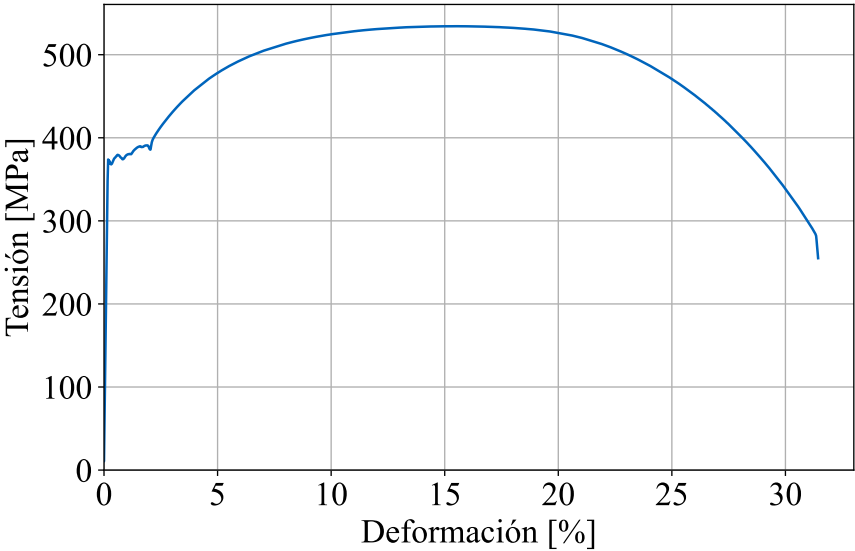


Figura A.9: E7 - Tensión ingenieril

A.4. G46 - Ensayos de tracción

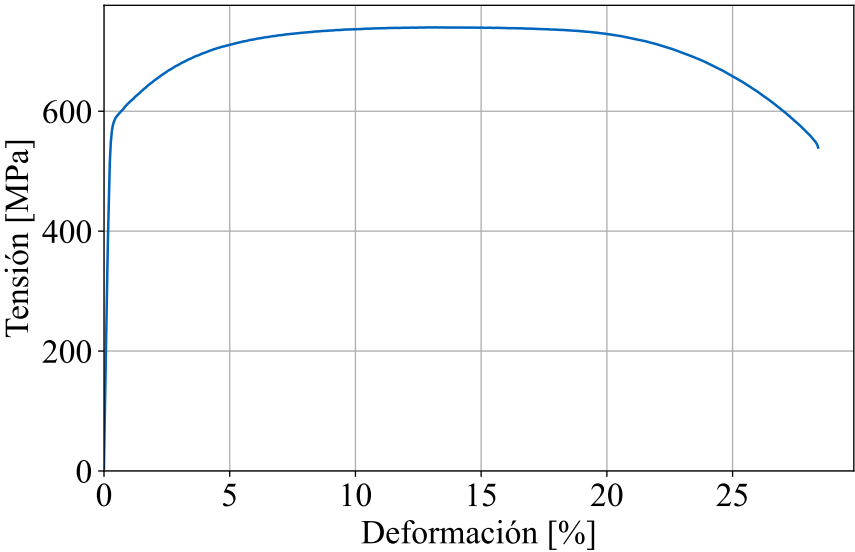


Figura A.10: G46-01-01 - Tensión ingenieril

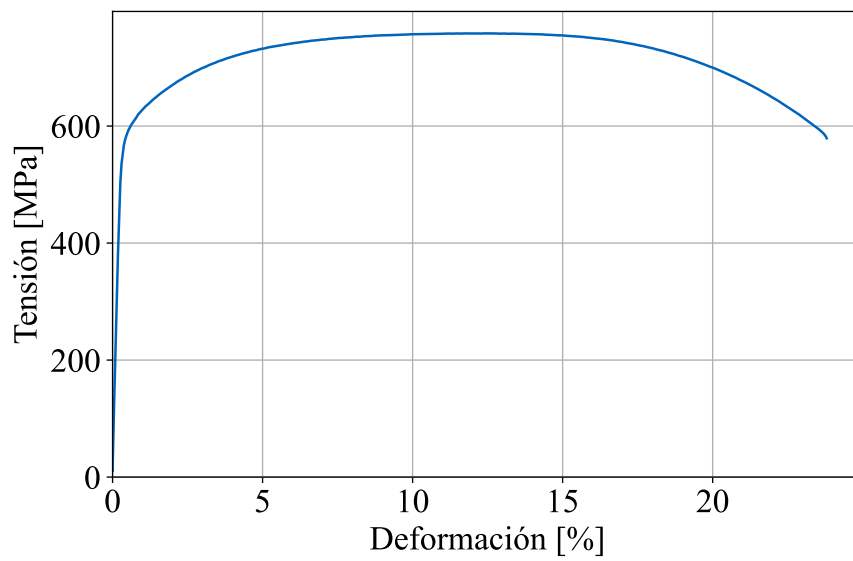


Figura A.11: G46-01-02 - Tensión ingenieril

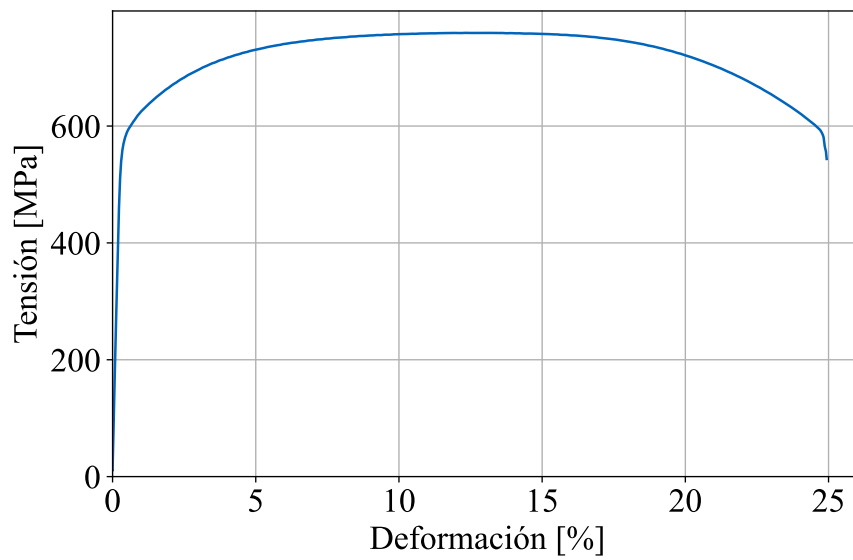


Figura A.12: G46-01-03 - Tensión ingenieril

A.5. MEF - Validación - Resultados A2

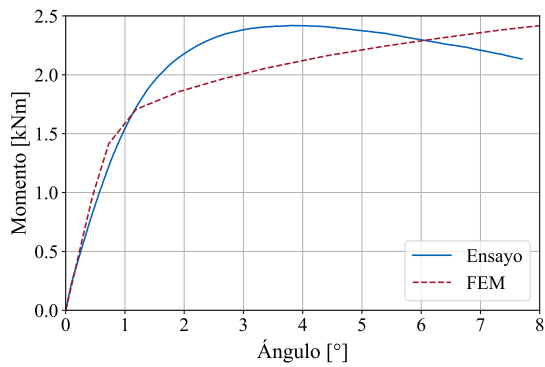


Figura A.13: M vs. Ang. - malla 1mm - Solver estático estándar - hex. lineales integración reducida - A2

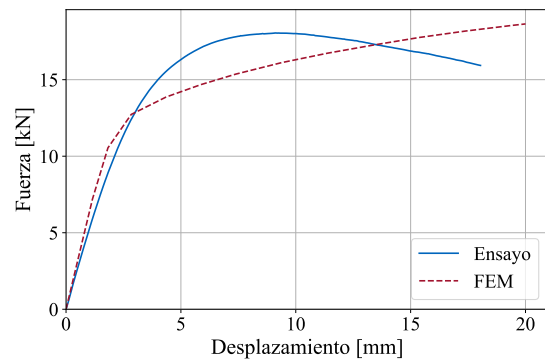


Figura A.14: F vs. Desp - malla 1mm - Solver estático estándar - hex. lineales integración reducida - A2

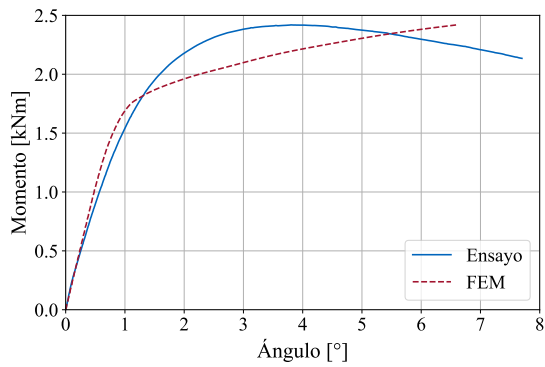


Figura A.15: M vs. Ang. - malla 1mm - Solver dinámico explícito - hex. lineales - A2

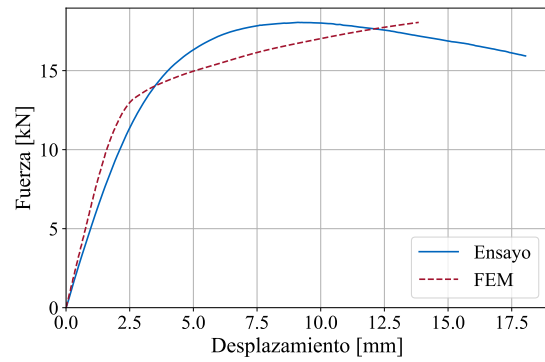


Figura A.16: F vs. Desp - malla 1mm - Solver dinámico explícito - hex. lineales - A2

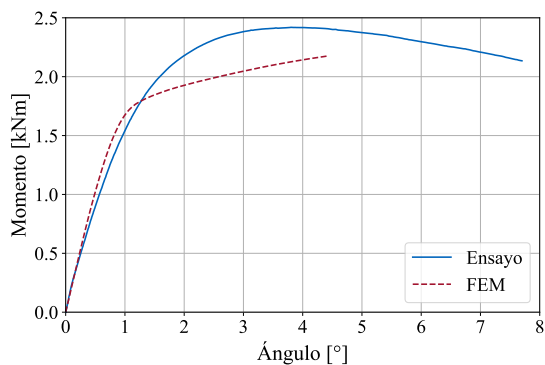


Figura A.17: M vs. Ang. - malla 1mm - Solver dinámico implícito - hex. lineales - A2

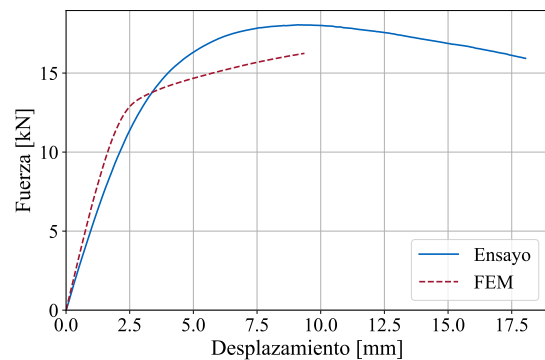


Figura A.18: F vs. Desp - malla 1mm - Solver dinámico implícito - hex. lineales - A2

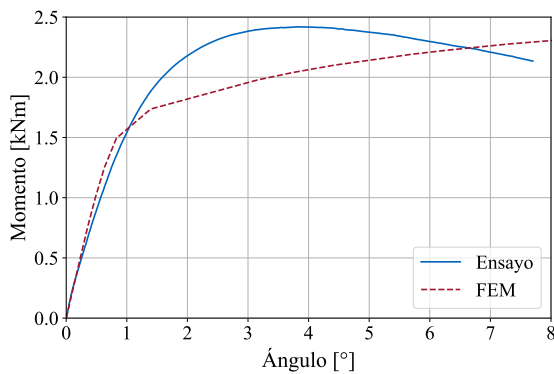


Figura A.19: M vs. Ang. - malla 0.50mm - Solver estático estándar - hex. lineales integración reducida - A2

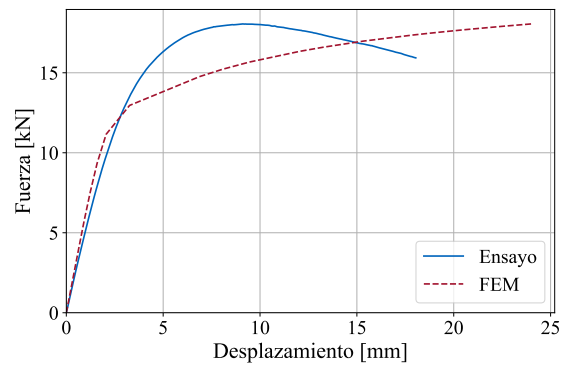


Figura A.20: F vs. Desp - malla 0.50mm - Solver estático estándar - hex. lineales integración reducida - A2

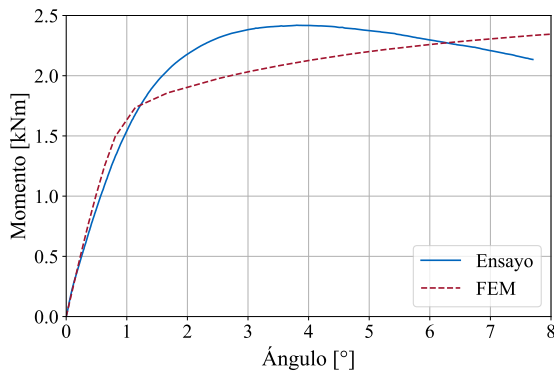


Figura A.21: M vs. Ang. - malla 0.50mm - Solver estático estándar - hex. lineales modos incompatibles - A2

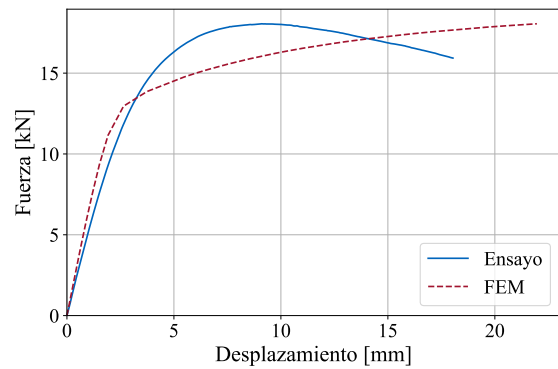


Figura A.22: F vs. Desp - malla 0.50mm - Solver estático estándar - hex. lineales modos incompatibles - A2

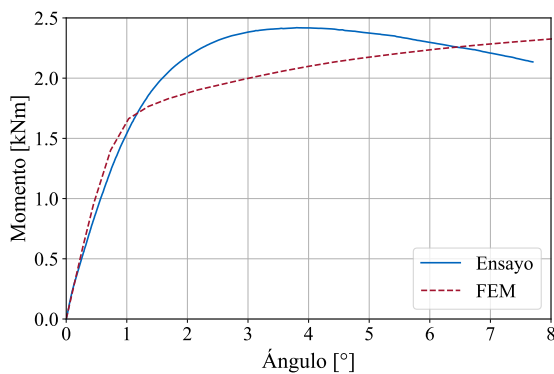


Figura A.23: M vs. Ang. - malla 1 mm - Solver estático estándar - hex. cuadráticos integración reducida - A2

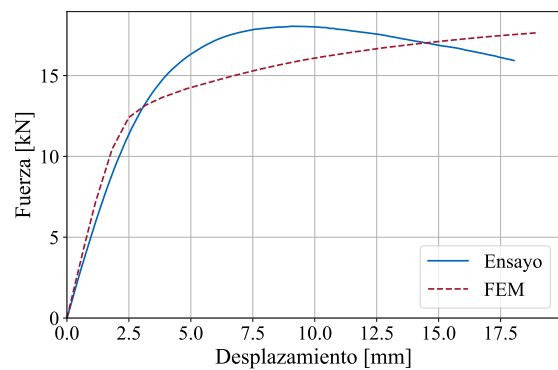


Figura A.24: F vs. Desp - malla 1 mm - Solver estático estándar - hex. cuadráticos integración reducida - A2

B Anexo: Cálculo de Soldadura según Reglamentaciones

Con el fin de comparar el ancho de garganta requerido utilizando los diferentes reglamentos, se realizara un ejemplo de como dimensionar la soldadura de filete sometida a flexion.

B.1. Ejemplo Dimensionamiento - Eurocódigo 3

El ejemplo a resolver, es el ejemplo mencionado en el Capitulo 4, en la sección 4.7. Se considera una soldadura de filete unilateral sometida a flexión y corte, cuyo esquema estructural es un voladizo, como se muestra en la Figura 4.4. Para dimensionar esta soldadura en base a la norma europea, utilizaremos el método direccional, desarrollado en la sección 4.4.2, ya que es el mas adecuado para poder analizar el caso propuesto.

El momento M que produce la fuerza F en la soldadura es:

$$M = F \cdot d = 10\text{kN} \cdot 15\text{cm} = 150\text{kN}\cdot\text{cm}$$

Para este estado de carga se verifica que:

$$\sigma_{\parallel} = 0 \rightarrow \text{Siempre es cero para este estado de carga.}$$

$$\tau_{\parallel} = 0 \rightarrow \text{No hay fuerza paralela al eje de la soldadura.}$$

La tensión equivalente en la garganta según el Eurocódigo 3 es:

$$\sigma_w = \sqrt{\sigma_{\perp}^2 + 3(\tau_{\perp}^2 + \tau_{\parallel}^2)} \quad (\text{B.1})$$

Como $\tau_{\parallel} = 0$, la expresión se simplifica a:

$$\sigma_w = \sqrt{\sigma_{\perp}^2 + 3\tau_{\perp}^2} \quad (\text{B.2})$$

Las componentes de tensión en la garganta son:

$$\sigma_{\perp} = \frac{M}{S_p} = \frac{M}{\frac{a_w^2 \cdot l_{\text{eff}}}{6}} = \frac{6M}{a_w^2 \cdot l_{\text{eff}}} \quad (\text{B.3})$$

$$\tau_{\perp} = \frac{F}{A_w} = \frac{F}{a_w \cdot l_{\text{eff}}} \quad (\text{B.4})$$

Primer criterio

El primer criterio de resistencia, siendo este el de ecuación 4.8, exige:

$$\sigma_w \leq \frac{f_{u, S355}}{\beta_w \cdot \gamma_{M2}} = \frac{49 \frac{\text{kN}}{\text{cm}^2}}{0,9 \cdot 1,25} = \frac{392}{9} \frac{\text{kN}}{\text{cm}^2} = \sigma_d \quad (\text{B.5})$$

Sustituyendo (B.3) y (B.4) en la condición $\sigma_w \leq \sigma_d$:

$$\sqrt{\sigma_{\perp}^2 + 3 \tau_{\perp}^2} \leq \sigma_d \quad (\text{B.6})$$

$$\left(\frac{6M}{a_w^2 \cdot l_{\text{eff}}} \right)^2 + 3 \left(\frac{F}{a_w \cdot l_{\text{eff}}} \right)^2 \leq \sigma_d^2 \quad (\text{B.7})$$

Desarrollando y multiplicando todo por $a_w^4 \cdot l_{\text{eff}}^2$:

$$\frac{36M^2}{a_w^4 \cdot l_{\text{eff}}^2} + \frac{3F^2}{a_w^2 \cdot l_{\text{eff}}^2} \leq \sigma_d^2 \quad (\text{B.8})$$

$$36M^2 + 3F^2 a_w^2 \leq \sigma_d^2 \cdot a_w^4 \cdot l_{\text{eff}}^2 \quad (\text{B.9})$$

Realizando el cambio de variable $U = a_w^2$:

$$36M^2 + 3F^2 U - (\sigma_d^2 \cdot l_{\text{eff}}^2) U^2 \leq 0 \quad (\text{B.10})$$

Esta es una ecuación de segundo grado en U , que se resuelve mediante la fórmula resolvente. Reemplazando los valores numéricos:

$$36 \cdot (150 \text{ kN} \cdot \text{cm})^2 + 3 \cdot (10 \text{ kN})^2 U - \left(\frac{392}{9} \frac{\text{kN}}{\text{cm}^2} \cdot 15 \text{ cm} \right)^2 U^2 \leq 0 \quad (\text{B.11})$$

Resolviendo se obtiene:

$$U = 1,38 \text{ cm}^2 \Rightarrow a_w = \sqrt{1,38} \approx \boxed{1,17 \text{ cm}} \quad (\text{B.12})$$

Segundo criterio

El segundo criterio limita la tensión normal en la garganta, siendo este el de ecuación 4.9, :

$$\sigma_{\perp} \leq \frac{0,9 \cdot f_{u,S355}}{\gamma_{M2}} = \frac{0,9 \cdot 49}{1,25} = 35,28 \frac{\text{kN}}{\text{cm}^2} \quad (\text{B.13})$$

Aplicando la condición a la componente $\sigma_{\perp}$:

$$\frac{6M}{a_w^2 \cdot l_{\text{eff}}} = \frac{6 \cdot 150 \text{ kN} \cdot \text{cm}}{a_w^2 \cdot 15 \text{ cm}} \leq 35,28 \frac{\text{kN}}{\text{cm}^2} \quad (\text{B.14})$$

Despejando a_w :

$$a_w \geq \sqrt{\frac{6 \cdot 150}{15 \cdot 35,28}} \approx \boxed{1,30 \text{ cm}} \quad (\text{B.15})$$

B.2. Ejemplo Dimensionamiento - CIRSOC 301

El ejemplo a resolver, es el ejemplo mencionado en el Capítulo 4, en la sección 4.7. Se considera una soldadura de filete unilateral sometida a flexión y corte, cuyo esquema estructural es un voladizo, como se muestra en la Figura 4.4. Para dimensionar esta soldadura en base a la norma argentina, utilizaremos lo desarrollado en la sección 4.5.

$$R_u \leq R_d = \phi R_n \quad (\phi = 0,6) \quad (\text{B.16})$$

$$R_u \leq \phi F_n A_w \quad (\text{B.17})$$

Como se explicó anteriormente en la sección 4.5, cuando existen esfuerzos de flexión y corte simultáneos, se debe calcular una tensión resultante en la garganta de la soldadura, descomponiéndola vectorialmente:

$$f = \sqrt{T^2 + \tau^2} \quad \text{con} \quad R_u = f \cdot A_w \quad (\text{B.18})$$

Las componentes de tensión son:

$$T = \frac{M}{S_p} = \frac{M}{\frac{a_w^2 \cdot l_{\text{eff}}}{6}} = \frac{15 \text{ cm} \cdot 10 \text{ kN} \cdot 6}{a_w^2 \cdot 15 \text{ cm}} = \frac{60}{a_w^2} \quad (\text{B.19})$$

$$\tau = \frac{F}{A_w} = \frac{10 \text{ kN}}{a_w \cdot 15 \text{ cm}} = \frac{2}{3 a_w} \quad (\text{B.20})$$

Cancelando A_w en ambos miembros de $R_u \leq \phi F_n A_w$:

$$f \leq \phi F_n = 0,6 \cdot 0,6 \cdot 49 = 17,64 \frac{\text{kN}}{\text{cm}^2} \quad (\text{B.21})$$

Sustituyendo las componentes:

$$\sqrt{\left(\frac{60}{a_w^2}\right)^2 + \left(\frac{2}{3 a_w}\right)^2} \leq 17,64 \frac{\text{kN}}{\text{cm}^2} \quad (\text{B.22})$$

Elevando al cuadrado y multiplicando por a_w^4 :

$$\frac{60^2}{a_w^4} + \frac{4}{9 a_w^2} \leq 17,64^2 \quad (\text{B.23})$$

$$60^2 + \frac{4}{9} a_w^2 \leq 17,64^2 \cdot a_w^4 \quad (\text{B.24})$$

Con el cambio de variable $U = a_w^2$:

$$60^2 + \frac{4}{9} U - 17,64^2 U^2 \leq 0 \quad (\text{B.25})$$

Resolviendo la ecuación de segundo grado:

$$U = 3,4 \text{ cm}^2 \Rightarrow a_w = \sqrt{3,4} \approx \boxed{1,84 \text{ cm}} \quad (\text{B.26})$$

B.3. Ejemplo Dimensionamiento - AISC

El ejemplo a resolver, es el ejemplo mencionado en el Capítulo 4, en la sección 4.7. Se considera una soldadura de filete unilateral sometida a flexión y corte, cuyo esquema estructural es un voladizo, como se muestra en la Figura 4.4. Para dimensionar esta soldadura en base a la norma argentina, utilizaremos lo desarrollado en la sección 4.6.

$$R_u \leq R_d = \phi R_n \quad (\phi = 0,75) \quad (B.27)$$

$$R_u \leq \phi F_n A_w (1 + 0,5 \cdot \sin^{1,5}(\theta)) \quad (B.28)$$

Como se explicó anteriormente en la sección 4.6, cuando existen esfuerzos de flexión y corte simultáneos, se debe calcular una tensión resultante en la garganta de la soldadura, descomponiéndola vectorialmente:

$$f = \sqrt{T^2 + \tau^2} \quad \text{con} \quad R_u = f \cdot A_w \quad (B.29)$$

Las componentes de tensión son:

$$T = \frac{M}{S_p} = \frac{M}{\frac{a_w^2 \cdot l_{\text{eff}}}{6}} = \frac{15 \text{ cm} \cdot 10 \text{ kN} \cdot 6}{a_w^2 \cdot 15 \text{ cm}} = \frac{60}{a_w^2} \quad (B.30)$$

$$\tau = \frac{F}{A_w} = \frac{10 \text{ kN}}{a_w \cdot 15 \text{ cm}} = \frac{2}{3 a_w} \quad (B.31)$$

Ahora calculamos el factor de incremento de capacidad de resistencia de la soldadura que depende de la dirección de la carga. Como la carga en este caso es transversal $\theta = 90^\circ$.

$$(1 + 0,5 \cdot \sin^{1,5}(90^\circ)) = 1,5 \quad (B.32)$$

Cancelando A_w en ambos miembros de $R_u \leq \phi F_n A_w 1,5$:

$$f \leq \phi F_n = 0,75 \cdot 0,6 \cdot 49 \cdot 1,5 = 33,08 \frac{\text{kN}}{\text{cm}^2} \quad (B.33)$$

Sustituyendo las componentes:

$$\sqrt{\left(\frac{60}{a_w^2}\right)^2 + \left(\frac{2}{3 a_w}\right)^2} \leq 33,08 \frac{\text{kN}}{\text{cm}^2} \quad (B.34)$$

Elevando al cuadrado y multiplicando por a_w^4 :

$$\frac{60^2}{a_w^4} + \frac{4}{9 a_w^2} \leq 33,08^2 \quad (B.35)$$

$$60^2 + \frac{4}{9} a_w^2 \leq 33,08^2 \cdot a_w^4 \quad (\text{B.36})$$

Con el cambio de variable $U = a_w^2$:

$$60^2 + \frac{4}{9} U - 33,08^2 U^2 \leq 0 \quad (\text{B.37})$$

Resolviendo la ecuación de segundo grado:

$$U = 1,81 \text{ cm}^2 \Rightarrow a_w = \sqrt{1,81} \approx \boxed{1,35 \text{ cm}} \quad (\text{B.38})$$

C Anexo: Código para la integración de tensiones

```
1 import numpy as np
2 import scipy.integrate as spi
3
4 # Read data from a text file
5 def read_data(filename):
6     # Skip the first row (headers)
7     data = np.loadtxt(filename, skiprows=1)
8     # Return distance and S22 stress component
9     return data[:, 0], data[:, 2]
10
11 filename = "Section-1/frame-5-Section-1.txt"
12 distance, S22 = read_data(filename)
13 # Width of the section in mm
14 b = 150.
15
16 # Find where the stress S22 crosses zero
17 zero_crossings = []
18 for i in range(len(S22) - 1):
19     if S22[i] * S22[i + 1] < 0: # Sign change detected
20         d0, d1 = distance[i], distance[i + 1]
21         s0, s1 = S22[i], S22[i + 1]
22         # Linear interpolation to find where S22 = 0
23         d_zero = d0 - s0 * (d1 - d0) / (s1 - s0)
24         zero_crossings.append((d_zero, 0.0))
25
26 # Add zero-crossing points to the arrays
27 distance = np.append(distance, [zc[0] for zc in zero_crossings])
28 S22 = np.append(S22, [zc[1] for zc in zero_crossings])
29
30 # Sort the arrays by distance
31 sorted_indices = np.argsort(distance)
32 distance = distance[sorted_indices]
33 S22 = S22[sorted_indices]
34
35 # Split stress into positive and negative segments
36 positive_segments = []
37 negative_segments = []
38 current_segment = []
39 is_positive = S22[0] >= 0
40
41 for d, s in zip(distance, S22):
42     if (s >= 0) == is_positive:
43         current_segment.append((d, s))
```

```

44     else:
45         # Interpolate crossing point
46         d_zero = current_segment[-1][0] - current_segment[-1][1] * \
47             (d - current_segment[-1][0]) / (s -
48                 current_segment[-1][1])
49         current_segment.append((d_zero, 0.0))
50         if is_positive:
51             positive_segments.extend(current_segment)
52         else:
53             negative_segments.extend(current_segment)
54         current_segment = [(d_zero, 0.0), (d, s)]
55         is_positive = not is_positive
56
57     # Add the last segment
58     if is_positive:
59         positive_segments.extend(current_segment)
60     else:
61         negative_segments.extend(current_segment)
62
63     # Convert segments to arrays
64     distance_positive, S22_positive = np.array(positive_segments).T
65     distance_negative, S22_negative = np.array(negative_segments).T
66
67     # Integrate positive and negative areas using trapezoidal rule
68     area_positive = spi.trapz(S22_positive, distance_positive)
69     area_negative = spi.trapz(S22_negative, distance_negative)
70
71     # Compute resultant forces (in kN)
72     F_pos = area_positive * b / 1000
73     F_neg = area_negative * b / 1000
74
75     # Compute centroids (first moments divided by areas)
76     centroid_positive = spi.trapz(S22_positive * distance_positive,
77         distance_positive) / area_positive
78     centroid_negative = spi.trapz(S22_negative * distance_negative,
79         distance_negative) / area_negative
80
81     # Print results
82     print(f"Positive Force: {F_pos:.3f} kN")
83     print(f"Centroid positive: {centroid_positive:.3f} mm")
84     print(f"Negative Force: {F_neg:.3f} kN")
85     print(f"Centroid negative: {centroid_negative:.3f} mm")
86
87     # Compute internal moment (Mint) from force couple and distance z
88     z = (centroid_negative - centroid_positive) / 1000 # in meters
89     Mint = ((-F_neg + F_pos) / 2) * z

```

```
87
88 # External force values (possibly from a testing machine)
89 F5 = 3541.01 # Example value in Newtons
90
91 # External moment estimation
92 Mext = (F5 / 1000) * 0.134 * 2 # Moment arm of 134 mm, converted to
    meters
93
94 # Error between internal and external moment
95 Err = (1 - Mint / Mext) * 100
96
97 # Print moment results and error
98 print(f"z: {z:.4f} m")
99 print(f"Mint: {Mint:.4f} kNm")
100 print(f"Mext: {Mext:.4f} kNm")
101 print(f"Error {Err:.2f} %")
```

Bibliografía

- [1] ECCS – European Convention for Constructional Steelwork. *Design of steel structures: eurocode 3: design of steel structures, part 1-1 – general rules and rules for buildings: en 1993-1-1:2005*. 1st Edition. ECCS – European Convention for Constructional Steelwork, 2010. ISBN: 9789291471157.
- [2] Instituto Nacional de Estadística y Censos (INDEC). *Industria del acero: datos estadísticos*. Disponible en: <https://www.indec.gob.ar/indec/web/Nivel4-Tema-3-3-42>. Datos extraídos en formato Excel. Fecha de acceso: abril de 2026. 2024.
- [3] Karsten Geißler. *Handbuch Brückenbau: Entwurf, Konstruktion, Berechnung, Bewertung und Ertüchtigung*. Berlin: Ernst & Sohn, 2014.
- [4] SSF Ingenieure. *System Prefabricated Composite Bridge Girder*. Documentación técnica sobre el sistema de vigas mixtas prefabricadas (VFT). SSF Ingenieure AG. Múnich, Alemania, 2026.
- [5] Deutsches Institut für Bautechnik (DIBt). *Allgemeine Bauartgenehmigung Z-13.4-161: Direkt befahrene Fahrbahnplatte aus zusammengespannten Fertigteilplatten für Modulbrücken*. Inf. téc. Z-13.4-161. Solicitante: Max Bögl Stiftung & Co. KG. Vigencia: 06.07.2022 bis 06.07.2027. Berlín, Alemania: DIBt, jul. de 2022.
- [6] Katharina Dawirs et al. “Die Verbreiterung der Hochstraße Elbmarsch in Hamburg - Teil 1: Überblick zur Gesamtmaßnahme”. En: *Bautechnik* 98.2 (2021), págs. 125-134. ISSN: 0932-8351. DOI: [10.1002/bate.202000112](https://doi.org/10.1002/bate.202000112).
- [7] Malik Ltaief y Martin Mensinger. “The effect of temperature actions on single-sided fillet welds in small-sized box girders of bridges”. En: *ce/papers* 6.3-4 (2023), págs. 1031-1036. ISSN: 2509-7075. DOI: [10.1002/cepa.2547](https://doi.org/10.1002/cepa.2547).
- [8] Malik Ltaief y Martin Mensinger. “Experimental assessment of single-sided fillet welds under bending and combined shear-bending loading”. En: *Journal of Constructional Steel Research* 241 (2026), pág. 110324. ISSN: 0143-974X. DOI: [10.1016/j.jcsr.2025.110324](https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2025.110324).
- [9] D. ILESC. D.G. BROWN. *Selection of steel sub-grade in accordance with the eurocodes*. Ed. por SCI Steel Knowledge. 2012.
- [10] William D. Callister Jr., David G. Rethwisch. *Fundamentals of materials science and engineering: an integrated approach*. 5th Edition. John Wiley & Sons Inc, 2018. ISBN: 978-1-119-17550-6.
- [11] Günter Schulze. *Die metallurgie des schweißens: eisenwerkstoffe - nichteisenmetallische werkstoffe*. 4. Aufl. 2010. VDI-Buch. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2009. ISBN: 9783642031830. DOI: [10.1007/978-3-642-03183-0](https://doi.org/10.1007/978-3-642-03183-0). URL: <http://nbn-resolving.org/urn:nbn:de:bsz:31-epflucht-1494267>.
- [12] Deutsches Institut für Normung. *Designation systems for steels – part 1: steel names; english version en 100271:2016, english translation of din en 10027-1:2017-01*. January 2017.
- [13] Deutsches Institut für Normung. *En 10025 - 2 - hot rolled products of structural steels: part 2: technical delivery conditions for nonalloy structural steels*. October 2019.

-
- [14] *Aceros al carbono para uso estructural*. Revisión de la cuarta edición IRAM-IAS U 500-503:2003. Buenos Aires, Argentina, dic. de 2012.
- [15] *En 1993-1-8 - eurocode 3: bemessung und konstruktion von stahlbauten - teil 1-8: bemessung von anschlüssen: design of steel structures - part 1-8: design of joints*. 2025.
- [16] Sindo Kou. *Welding metallurgy*. 2nd ed. Hoboken N.J.: Wiley-Interscience, 2003. ISBN: 0471434914.
- [17] Larry Jeffus. *Welding and metal fabrication*. 2012. ISBN: 1-4180-1374-9.
- [18] David H. Phillips. *Welding engineering an introduction*. John Wiley & Sons Inc, 2016. ISBN: 9781118766446.
- [19] *Welding consumables – gases and gas mixtures for fusion welding and allied processes (iso 14175:2008) english version of din en iso 14175:2008-06*. June 2008.
- [20] *Welding consumables – wire electrodes and weld deposits for gas shielded metal arc welding of non alloy and fine grain steels – classification (iso 14341:2020); english version en iso 14341:2020, english translation of din en iso 14341:2020-12*. December 2020.
- [21] *Specification for Low-Alloy Steel Electrodes and Rods for Gas Shielded Arc Welding*. Supersedes ANSI/AWS A5.28-96. Miami, Florida, 2005.
- [22] Ramesh Singh. *Applied welding engineering: processes, codes, and standards*. 1. Aufl. s.l.: Elsevier professional, 2011. ISBN: 0123919169. URL: <http://www.sciencedirect.com/science/book/9780123919168>.
- [23] International Organization for Standardization. *Weldability — metallic materials — general principles*. 2005.
- [24] Donald R. Askeland and Wendelin J. Wright. *The science and engineering of materials*. Seventh Edition. Cengage Learning, 2016. ISBN: 978-1-305-07676-1.
- [25] Klas Weman, ed. *Welding processes handbook*. Second. Elsevier, 2012. ISBN: 9780857095107.
- [26] John C. Lippold. *Welding metallurgy and weldability*. Hoboken New Jersey: John Wiley & Sons Inc, 2015. ISBN: 9781118230701.
- [27] Agustín Ignacio Rafaelli Bacolla. “Numerical Investigations of Stresses in Single-sided Fillet Welds under Bending Loads”. Chair of Metal Structures, TUM School of Engineering and Design. Master’s Thesis in Civil Engineering. München, Alemania: Technical University of Munich, 2025.
- [28] Firmengruppe Max Bögl. *Verbundträger Bögl*. Folleto técnico. Firmengruppe Max Bögl, Neumarkt i.d.OPf., Alemania. Disponible en: <https://www.max-boegl.de/en/produkte/verbundtraeger-boegl.html> [Accedido: junio 2025]. 2021.
- [29] Niels Saabye Ottosen y Matti Ristinmaa. *The mechanics of constitutive modeling*. 2005. ISBN: 0-008-044606-X.
- [30] R. C. Hibbeler. *Mechanics of materials*. Tenth edition. Boston: Pearson, 2017. ISBN: 9780134319650.
- [31] *Eurocode 3: bemessung und konstruktion von stahlbauten - teil 1-12: zusätzliche regeln zur erweiterung von en 1993 auf stahlgüten bis s700: design of steel structures - part 1-12: additional rules for the extension of en 1993 up to steel grades s700*. 2025.

- [32] H.H. Snijder (TNO-IBBC), D. Ungermann (RWTH), J.W.B. Stark (TNO-IBBC, TUE), G. Sedlacek (RWTH), F.S.K. Bijlaard (TNO-IBBC), A. Hemmert-Halswick. *Evaluation of test results on welded connections in order to obtain strength functions and suitable model factors - part a: results*. 1988.
- [33] Finnish Constructional Steelwork Association. *Teräsnormikortti - design resistance of one-sided welds*.
- [34] INTI-CIRSOC. *Reglamento CIRSOC 301: Reglamento Argentino de Estructuras de Acero para Edificios*. Ministerio de Obras Públicas de la Nación, Secretaría de Obras Públicas. Centro de Investigación de los Reglamentos Nacionales de Seguridad para las Obras Civiles. Buenos Aires, Argentina, jul. de 2018.
- [35] American Institute of Steel Construction (AISC). *Especificación para Construcciones de Acero (ANSI/AISC 360-16)*. Traducción: Carlos Aguirre. Revisión: Arnaldo Gutiérrez. Asociación Latinoamericana del Acero (ALACERO). Jul. de 2016.
- [36] Gabriel R. Troglia. *Estructuras Metálicas: Proyecto por Estados Límites. Tomo 1. Séptima*. Córdoba, Argentina: Jorge Sarmiento Editor - Universitas, 2010.
- [37] Centro de Investigación de los Reglamentos Nacionales de Seguridad para las Obras Civiles (CIRSOC) e Instituto Nacional de Tecnología Industrial (INTI). *Comentarios al Reglamento Argentino de Estructuras de Acero para Edificios (CIRSOC 301)*. Ministerio de Obras Públicas de la Nación. Buenos Aires, Argentina, jul. de 2018.
- [38] Deutsches Institut für Normung. *Testing of metallic materials – tensile test pieces, english translation of din 50125:2022-08*. August 2022.
- [39] Bing Pan. “Digital image correlation for surface deformation measurement: historical developments, recent advances and future goals”. En: *Measurement Science and Technology* 29.8 (2018), pág. 082001. ISSN: 0957-0233. DOI: [10.1088/1361-6501/aac55b](https://doi.org/10.1088/1361-6501/aac55b).
- [40] Abaqus. *Abaqus analysis user's manual*. 2019. URL: <https://classes.engineering.wustl.edu/2009/spring/mase5513/abaqus/docs/v6.6/books/usb/default.htm>.
- [41] Naciones Unidas. *¿Qué es el desarrollo sostenible?* Accedido: 7 de mayo de 2026. agosto de 2023. URL: <https://www.un.org/sustainabledevelopment/es/2023/08/what-is-sustainable-development/>.
- [42] Cámara Argentina del Acero. *Consumo Aparente de Acero 2016–2026*. Disponible en: <https://www.acero.org.ar/wp-content/uploads/2026/04/Consumo-Aparente-2016-2026.pdf>. Fecha de acceso: abril de 2026. 2026.
- [43] Deutsches Institut für Normung. *Din en 10020 - begriffsbestimmung für die einteilung der stähle: definition and classification of grades of steel*. 2000.
- [44] Volkmar Schuler y Jürgen Tvrdek. *Praxiswissen schweißtechnik*. Wiesbaden: Springer Fachmedien Wiesbaden, 2024. DOI: [10.1007/978-3-658-41548-8](https://doi.org/10.1007/978-3-658-41548-8).
- [45] Akbar R. Tamboli. *Handbook of structural steel connection design and details, third edition*. Third Edition. New York, N.Y.: McGraw-Hill Education y McGraw Hill, 2017. ISBN: 9781259585524. URL: <https://www.accessengineeringlibrary.com/content/book/9781259585517>.

-
- [46] U.S. Department of Energy. *Doe fundamentals handbook material science volume 1 of 2*. Vol. 1 of 2. U.S. Department of Energy Washington, D.C. 20585, 1993.
- [47] *Design rules for fillet welds in eurocode 3 and aisc*. Delft University of Technology, Faculty of Civil Engineering and GeoSciences, The Netherlands.
- [48] John D. Verhoeven. *Steel metallurgy for the non-metallurgist*. Materials Park Ohio: ASM International, 2007. ISBN: 9780871708588.
- [49] F. C. Campbell. *Elements of metallurgy and engineering alloys*. ASM International, 2008. ISBN: 978-1-62708-251-8.
- [50] Jennifer Spiegler. “Tragfähigkeit von kehlnaht- und stumpfnahtverbindungen höherfester baustähle”. Phd. Universität Stuttgart, March 2022.
- [51] Rui Yan et al. “Equivalent material properties of the heat-affected zone in welded cold-formed rectangular hollow section connections”. En: *Thin-Walled Structures* 184 (2023), pág. 110479. ISSN: 02638231. DOI: [10.1016/j.tws.2022.110479](https://doi.org/10.1016/j.tws.2022.110479).