



Instituto Politécnico Nacional
Escuela Superior de Ingeniería Química e
Industrias Extractivas



Departamento de Ingeniería en Metalurgia y Materiales
Sección de Estudios de Posgrado e Investigación

**Resistencia remanente de cilindros con
presión interna que contienen laminaciones
cercanas a uniones soldadas**

Tesis

**Que para obtener el grado de:
Maestro en Ciencias en Ingeniería Metalúrgica**

Presenta

Ing. Ángel David Casarrubias Álvarez

Directores de tesis

Dr. Jorge Luis González Velázquez

Dr. Diego Israel Rivas López



INSTITUTO POLITÉCNICO NACIONAL

SECRETARÍA DE INVESTIGACIÓN Y POSGRADO

ACTA DE REVISIÓN DE TESIS

En la Ciudad de México siendo las 17:00 horas del día 19 del mes de Junio del 2019

se reunieron los miembros de la Comisión Revisora de la Tesis, designada por el Colegio de Profesores de Posgrado de: E.S.I.Q.I.E.

para examinar la tesis titulada: "Resistencia remanente de cilindros con presión interna que contienen laminaciones cercanas a uniones soldadas"

por el (la) alumno (a):

Apellido Paterno:	CASARRUBIAS	Apellido Materno:	ÁLVAREZ	Nombre (s):	ÁNGEL DAVID
-------------------	-------------	-------------------	---------	-------------	-------------

Número de registro: A 1 7 0 1 3 4

Aspirante del Programa Académico de Posgrado: Maestría en Ciencias en Ingeniería Metalúrgica

Después de la lectura y revisión individual, así como el análisis e intercambio de opiniones, los miembros de la Comisión manifestaron **APROBAR** **NO APROBAR** la tesis, en virtud de los motivos siguientes:

Comisión Revisora de Tesis

DR. JORGE LUIS GONZÁLEZ VELÁZQUEZ
DIRECTOR DE TESIS
12163-EJ-16
COLEGIADO TITULAR

DR. HÉCTOR JAVIER DORANTES ROSALES
12165-EI-16
COLEGIADO TITULAR

DRA. MARIBEL LETICIA SAUCEDO MUÑOZ
11828-EC-16
PROFESOR DE ASIGNATURA

DR. DIEGO ISRAEL RIVAS LÓPEZ
DIRECTOR DE TESIS
(EXTERNO)

DR. VÍCTOR MANUEL LÓPEZ HIRATA
12023-EJ-16
COLEGIADO TITULAR



Presidente del Colegio de Profesores

ESCUELA SUPERIOR DE INGENIERÍA QUÍMICA E INDUSTRIAS EXTRACTIVAS
SECCIÓN DE ESTUDIOS DE POSGRADO E INVESTIGACIÓN
DRA. GUADALUPE RIVERA



INSTITUTO POLITÉCNICO NACIONAL
SECRETARÍA DE INVESTIGACIÓN Y POSGRADO

CARTA CESION DE DERECHOS

En la Ciudad de México el día **21** del mes **Junio** del año **2019**, el que suscribe **Ángel David Casarrubias Álvarez** alumno del Programa de **Maestría en ciencias con especialidad en ingeniería metalúrgica**, con número de registro **A170134**, adscrito a la **sección de estudios de Posgrado e Investigación-ESIQIE**, manifiesta que es autor intelectual del presente trabajo de Tesis bajo la dirección de los **Doctores Jorge Luis Gonzáles Velázquez y Diego Israel Rivas López** y cede los derechos del trabajo titulado **Resistencia remanente de cilindros con presión interna que contienen laminaciones cercanas a uniones soldadas**, al Instituto Politécnico Nacional para su difusión, con fines académicos y de investigación.

Los usuarios de la información no deben reproducir el contenido textual, gráficas o datos del trabajo sin el permiso expreso del autor y/o directores del trabajo. Este puede ser obtenido escribiendo a la siguiente dirección **david.casarrubiasalvarez@gmail.com**, **jgonzalezv@ipn.mx**, **drivas_lopez@yahoo.com.mx**. Si el permiso se otorga, el usuario deberá dar el agradecimiento correspondiente y citar la fuente del mismo.

Ángel David Casarrubias Álvarez
Nombre y firma del alumno

Índice

Lista de figuras		III
Lista de tablas		VIII
Resumen		IX
Abstract		X
Introducción		1
Capítulo I	Consideraciones teóricas	3
2.1	Laminaciones	3
2.2	Laminaciones por HIC	3
2.3	Fabricación de recipientes a presión	4
2.4	Evaluación de laminaciones en cilindros a presión	6
2.4.1	Estándar API 579-1/ASME FFS-1 2016	6
2.4.2	Evaluación de laminaciones por HIC como un área localmente adelgazada	7
2.4.3	Evaluación de laminaciones como grietas	11
2.5	Procesos de soldadura empleados en la construcción de recipientes a presión y tuberías	14
2.5.1	Soldadura por arco eléctrico	14
2.5.2	Microestructura de la zona afectada por el calor	15
2.5.3	Propiedades mecánicas de la soldadura	17
2.6	Análisis de esfuerzos por MEF	19
2.7	Componentes mecánicos de cilindros a presión con laminaciones	21
Capítulo II	Metodología	25
3.1	Etapas de trabajo	25
3.2	Modelos geométricos del cilindro sujeto a presión y las uniones soldadas consideradas	25
3.3	Matriz de experimentación de la zona afectada	28
3.3.1	Modelado de una laminación	31
3.3.2	Modelado de cuatro laminaciones	32
3.3.3	Modelado de LTA	33
3.4	Recopilación de propiedades mecánicas	33
3.5	Simulaciones MEF no lineal	35

3.6	Criterio de evaluación	36
3.7	Parámetros de análisis de laminaciones	36
Capítulo III Resultados		38
4.1	Cálculos de esfuerzos de modelos sin laminaciones	38
4.2	Cálculos de esfuerzos de modelos con laminaciones y LTA	39
4.3	Simulaciones con soldadura circunferencial	41
4.3.1	Cilindro sin laminaciones	41
4.3.2	Una laminación	41
4.3.3	Cuatro laminaciones	44
4.3.4	LTA	47
4.4	Simulaciones con soldadura longitudinal	51
4.4.1	Cilindro sin laminaciones	51
4.4.2	Una laminación	51
4.4.3	Cuatro laminaciones	54
4.4.4	LTA	57
Capítulo IV Análisis de resultados		61
5.1	Comparación de presiones de falla de los cilindros sin laminaciones simulados	61
5.2	Evaluación del factor de resistencia remanente en cilindros con soldadura circunferencial	66
5.3	Evaluación del factor de resistencia remanente en cilindros con soldadura longitudinal	71
Conclusiones		77
Referencias bibliográficas		78

Lista de figuras

Figura	Descripción	Página
1	Laminaciones simples contenidas en el espesor de placas metálicas de acero con bajo contenido de carbono.	3
2	Esquematación del mecanismo de difusión de hidrógeno y su acumulación en la zona de la laminación.	4
3	Recristalización de granos grandes a pequeños, por medio del proceso de laminación en caliente.	6
4	Esquematación de laminaciones cercanas a una soldadura y su interacción.	8
5	Esquematación de laminaciones contenidas en el espesor de un cilindro a presión.	9
6	Diagrama de análisis de falla construido a partir de los parámetros K_r contra L_r .	11
7	Diagrama de análisis de falla con los respectivos cortes en L_r para distintos aceros.	12
8	Esquema de una grieta contenida en el espesor de un cilindro a presión.	14
9	Solidificación progresiva del metal fundido en un pocillo de soldadura.	16
10	Perfil de durezas de las distintas regiones formadas por la HAZ del trabajo de Melgarejo [18].	18
11	Proceso del análisis por medio del método de elemento finito.	21
12	Distribución esquemática del esfuerzo de Von Mises, en la región interlaminar y puntas de grieta extremas, tubo de 24", espesor 1", $r_i=1.5"$, $r_d=.75"$, y 1000 psi de presión interna zona elástica.	23
13	Propagación de grieta en tubería con laminaciones a través del material base, con unidades de MPa en la simulación MEF.	24
14	Etapas de la metodología de trabajo empleada.	25
15	Cilindro a presión con soldadura circunferencial.	26
16	HAZ del cordón de soldadura.	27
17	Cilindro a presión con soldadura longitudinal.	27
18	Configuración de modelado de una laminación simple con distancia a la soldadura (A) circunferencial y (B) longitudinal $L_W^C = 0t_C$, para un cilindro de 291.7 cm de diámetro externo y un espesor de 8.4 cm.	29

19	Ejemplo de la variación de la relación de zona de daño por HIC (W_H) entre el espesor (t_c), para una laminación cercana a una soldadura circunferencial o longitudinal con relación (A) $W_H/t_c=0.25$, (B) $W_H/t_c=0.5$ y (C) $W_H/t_c=0.75$.	30
20	Ejemplo de la variación de distancia a la soldadura de una LTA cercana a una soldadura circunferencial o longitudinal, (A) $0t_c$, (B) $1t_c$ y (C) $2t_c$.	31
21	Esquema 3D de una laminación cercana (A) soldadura circunferencial y (B) soldadura longitudinal, con parámetros $S=0.6\sqrt{Dt_c}$, $W_H/t_c=0.25$ y $L_W^{S^o C}=0t_c$.	32
22	Esquema 3D de cuatro laminaciones cercana (A) soldadura circunferencial y (B) soldadura longitudinal, con parámetros $S=0.6\sqrt{Dt_c}$, $W_H/t_c=0.25$ y $L_W^{S^o C}=0t_c$.	32
23	Esquema 3D de una LTA cercana (A) soldadura circunferencial y (B) soldadura longitudinal, con parámetros $S=0.6\sqrt{Dt_c}$, $W_H/t_c=0.25$ y $L_W^{S^o C}=0t_c$.	33
24	Curvas Esfuerzo vs. Deformación verdadero del material depositado, la HAZ y el material base.	34
25	Condiciones de simulación.	35
26	Simulación de un cilindro con presión interna con soldadura circunferencial sin laminaciones, A) componente completo, B) parte interna del componente, y C) región externa del cordón de soldadura.	38
27	Simulación de un cilindro con presión interna con soldadura longitudinal sin laminaciones, A) componente completo, B) parte interna del componente, y C) región externa del cordón de soldadura.	39
28	Indicaciones de esfuerzos reportados en el ligamento de un cilindro a presión con defecto contenido en el espesor, en soldadura longitudinal, A) distancia $0t_c$, B) distancia $1t_c$ y C) distancia $2t_c$.	40
29	Gráfica de relación de esfuerzos contra presión aplicada, de un cilindro a presión con soldadura circunferencial.	41
30	Gráfica de relación de esfuerzos contra presión aplicada, de un cilindro a presión con una laminación de dimensión $0.6\sqrt{Dt_c}$ en el espesor, próxima en soldadura circunferencial.	42
31	Gráfica de relación de esfuerzos contra presión aplicada, de un cilindro a presión con una laminación de dimensión $5[0.6\sqrt{Dt_c}]$ en el espesor, próxima en soldadura circunferencial.	43

32	Gráfica de relación de esfuerzos contra presión aplicada, de un cilindro a presión con una laminación de dimensión $10[0.6\sqrt{(Dt_C)}]$ en el espesor, próxima en soldadura circunferencial.	44
33	Gráfica de relación de esfuerzos contra presión aplicada, de un cilindro a presión con cuatro laminaciones de dimensión $0.6\sqrt{(Dt_C)}$ en el espesor, próxima en soldadura circunferencial.	45
34	Gráfica de relación de esfuerzos contra presión aplicada, de un cilindro a presión con cuatro laminaciones de dimensión $5[0.6\sqrt{(Dt_C)}]$ en el espesor, próxima en soldadura circunferencial.	46
35	Gráfica de relación de esfuerzos contra presión aplicada, de un cilindro a presión con cuatro laminaciones de dimensión $10[0.6\sqrt{(Dt_C)}]$ en el espesor, próxima en soldadura circunferencial.	47
36	Gráfica de relación de esfuerzos contra presión aplicada, de un cilindro a presión con un área localmente adelgazada de dimensión $0.6\sqrt{(Dt_C)}$ en el espesor, próxima en soldadura circunferencial.	48
37	Gráfica de relación de esfuerzos contra presión aplicada, de un cilindro a presión con un área localmente adelgazada de dimensión $5[0.6\sqrt{(Dt_C)}]$ en el espesor, próxima en soldadura circunferencial.	49
38	Gráfica de relación de esfuerzos contra presión aplicada, de un cilindro a presión con un área localmente adelgazada de dimensión $10[0.6\sqrt{(Dt_C)}]$ en el espesor, próxima en soldadura circunferencial.	50
39	Gráfica de relación de esfuerzos contra presión aplicada, de un cilindro a presión con soldadura longitudinal.	51
40	Gráfica de relación de esfuerzos contra presión aplicada, de un cilindro a presión con una laminación de dimensión $0.6\sqrt{(Dt_C)}$ en el espesor, próxima en soldadura longitudinal.	52
41	Gráfica de relación de esfuerzos contra presión aplicada, de un cilindro a presión con una laminación de dimensión $5[0.6\sqrt{(Dt_C)}]$ en el espesor, próxima en soldadura longitudinal.	53
42	Gráfica de relación de esfuerzos contra presión aplicada, de un cilindro a presión con una laminación de dimensión $10[0.6\sqrt{(Dt_C)}]$ en el espesor, próxima en soldadura longitudinal.	54
43	Gráfica de relación de esfuerzos contra presión aplicada, de un cilindro a presión con cuatro laminaciones de dimensión $0.6\sqrt{(Dt_C)}$ en el espesor, próximas en soldadura longitudinal.	55
44	Gráfica de relación de esfuerzos contra presión aplicada, de un cilindro a presión con cuatro laminaciones de dimensión $5[0.6\sqrt{(Dt_C)}]$ en el espesor, próximas en soldadura longitudinal.	56

45	Gráfica de relación de esfuerzos contra presión aplicada, de un cilindro a presión con cuatro laminaciones de dimensión $10[0.6\sqrt{(Dt_C)}]$ en el espesor, próximas en soldadura longitudinal.	57
46	Gráfica de relación de esfuerzos contra presión aplicada, de un cilindro a presión con un área localmente adelgazada de dimensión $0.6\sqrt{(Dt_C)}$ en el espesor, próximas en soldadura longitudinal.	58
47	Gráfica de relación de esfuerzos contra presión aplicada, de un cilindro a presión con un área localmente adelgazada de dimensión $5[0.6\sqrt{(Dt_C)}]$ en el espesor, próximas en soldadura longitudinal.	59
48	Gráfica de relación de esfuerzos contra presión aplicada, de un cilindro a presión con un área localmente adelgazada de dimensión $10[0.6\sqrt{(Dt_C)}]$ en el espesor, próximas en soldadura longitudinal.	60
49	Gráfica de presión de falla de los cilindros sin laminaciones circunferencial y longitudinal.	61
50	Gráficas de presiones de falla de los distintos defectos y tamaños evaluados, para cada fracción de localización de daño en el espesor, para la distancia a la soldadura de 0tc.	62
51	Gráficas de presiones de falla de los distintos defectos y tamaños evaluados, para cada fracción de localización de daño en el espesor, para la distancia a la soldadura de 1tc.	63
52	Gráficas de presiones de falla de los distintos defectos y tamaños evaluados, para cada fracción de localización de daño en el espesor, para la distancia a la soldadura de 2tc.	64
53	Gráficas de RSF contra W_H/t_C , para una laminación con diferentes dimensiones y distintas cercanías a una soldadura circunferencial, comparadas con el estándar internacional API 579-1/ASME FFS-1 2016.	67
54	Gráficas de RSF contra W_H/t_C , para cuatro laminaciones con diferentes dimensiones y distintas cercanías a una soldadura circunferencial, comparadas con el estándar internacional API 579-1/ASME FFS-1 2016.	68
55	Gráficas de RSF contra W_H/t_C , para un área localmente adelgazada con diferentes dimensiones y distintas cercanías a una soldadura circunferencial, comparadas con el estándar internacional API 579-1/ASME FFS-1 2016.	69
56	Gráficas de RSF contra W_H/t_C , para una laminación con diferentes dimensiones y distintas cercanías a una soldadura longitudinal, comparadas con el estándar internacional API 579-1/ASME FFS-1 2016.	72

57	Gráficas de RSF contra W_H/t_C , para cuatro laminaciones con diferentes dimensiones y distintas cercanías a una soldadura longitudinal, comparadas con el estándar internacional API 579-1/ASME FFS-1 2016.	73
58	Gráficas de RSF contra W_H/t_C , para un área localmente adelgazada con diferentes dimensiones y distintas cercanías a una soldadura longitudinal, comparadas con el estándar internacional API 579-1/ASME FFS-1 2016.	74

Lista de tablas

Tabla	Descripción	Página
1	Valores de la constante G para grietas internas o externas, relacionadas con su ubicación en el espesor (a/t), y la relación t/R_I tomada de API 579-1/ASME FFS-1 2016.	13
2	Valores de dureza Vickers del acero ASTM A36 y la HAZ.	18
3	Estándares y códigos de evaluación de integridad.	22
4	Matriz de experimentación de la zona afectada.	28
5	Propiedades mecánicas del acero SAE 516 Gr 70 y HAZ empleados en las simulaciones.	34
6	Valores de L_{HS} y L_R para el cálculo de RSF de la condición de cuatro laminaciones en soldadura longitudinal.	37
7	Valores de RSF para distintas dimensiones de afectación de la condición de cuatro laminaciones contenidas en el espesor.	75

Resumen

Se determinó la resistencia remanente de cilindros con presión interna que contienen áreas de grietas planares en forma de laminaciones, cercanas a uniones soldadas circunferenciales y longitudinales, mediante el método de los elementos finitos. El valor de resistencia remanente se calculó a través del estado de esfuerzos generado en función de la orientación de la soldadura, ubicación y tamaño de área con laminaciones. Los resultados indican que la ubicación del área con laminaciones dentro del espesor es el factor que más afecta la resistencia remanente; sin importar el número de laminaciones y su tamaño. Por otro lado, con respecto al efecto de la distancia a la soldadura, las áreas de laminaciones conectadas a las uniones soldadas generan las presiones de falla más bajas. El incremento en extensión de las laminaciones no muestra una relación directa con respecto a la disminución de la presión de falla para ninguno de los casos considerados. Se encontró que una soldadura longitudinal reduce la resistencia mecánica de un cilindro a presión en aproximadamente 14%, con respecto a una soldadura circunferencial, y por ello las menores presiones de falla, se reportaron en los casos donde las laminaciones están próximas a la soldadura longitudinal. Finalmente, los resultados se compararon contra las evaluaciones basadas en la metodología del estándar API 579-1/ASME FFS-1 2016 Parte 7, encontrando que presenta una sobreestimación de la resistencia remanente de hasta 52% en soldaduras circunferenciales y de hasta 56% en soldaduras longitudinales.

Abstract

The remaining strength was determined of cylinders with internal pressure that containing areas of planar cracks in the form of laminations, near to circumferential and longitudinal welded joints by the finite element method. The remaining strength value was calculated through the stress state generated in function of the orientation of the weld, location and area size with laminations. The results indicate that the location of the area with laminations within the thickness is the factor that most affects the remaining strength; regardless of the number of laminations and its size. On the other hand, with respect to the effect of the distance to the weld, the areas of laminations connected to the welded joints generate the lowest failure pressures. The increase in extension of the laminations does not show a direct relationship with respect to the decrease in the pressure of failure for any of the cases considered. It was found that a longitudinal weld reduces the mechanical strength of a pressurized cylinder by approximately 14%, with respect to a circumferential weld, and therefore the lower failure pressures were reported in the cases where the laminations are close to the longitudinal weld. Finally, the results were compared with the assessment procedure based on the standard API 579-1/ASME FFS-1 2016 Part 7, finding that it presents an overestimation of the remaining strength of up to 52% in circumferential welds and up to 56% in longitudinal welds.

Introducción

Las laminaciones por agrietamiento inducido por hidrógeno (por sus siglas en inglés, HIC), son defectos planos o con cierto grado de escalonamiento contenidos en el espesor de las placas metálicas empleadas para la construcción de recipientes a presión, cuya presencia afecta la integridad mecánica del componente [1]. Estos defectos, por lo general, no provocan abombamiento de la pared del recipiente, ni agrietamiento en la dirección del espesor y no están conectadas entre sí [2].

La detección de laminaciones frecuentemente es motivo de reparación o reemplazo de tuberías y recipientes a presión, lo cual eleva los costos de mantenimiento y aumenta el riesgo de operación de estos sistemas [3].

El estándar API 579-1/ASME FFS-1 [1], en su parte 7 “Evaluación de ampollas por hidrógeno y daño asociado por hidrógeno con HIC y SOHIC” establece un método para evaluar la integridad mecánica de recipientes sujetos a presión que contienen laminaciones. El dictamen de integridad generalmente se torna bastante conservador en los Niveles de evaluación 1 y 2 [1], lo que significa que un componente con dictamen de retiro, remediación o disminución de las condiciones de operación, en realidad podría continuar operando normalmente.

La sobreestimación del daño causado por la presencia de laminaciones de API 579-1/ASME FFS-1, obedece a incertidumbres y simplificación de cálculos, ya que la evaluación considera a las laminaciones como áreas localmente adelgazadas (por sus siglas en inglés, LTA); es decir, áreas donde se presenta una pérdida local de espesor con las dimensiones y ubicación del daño de la laminación, lo que representa una desviación significativa del caso real.

Además, en el análisis de integridad por parte 7 de API 579-1/ASME FFS-1, automáticamente rechaza componentes que presentan laminaciones cercanas a soldaduras o discontinuidades estructurales mayores, sin considerar el grado de afectación sobre el estado de esfuerzos; así, los análisis de integridad por este estándar están limitados al metal base, lejos de soldaduras [4].

Debido a la frecuencia con que se encuentran laminaciones por HIC en recipientes a presión en la industria petrolera y la creciente necesidad de evaluar su integridad mecánica bajo criterios menos conservadores que los Niveles 1 y 2 de API 579-1/ASME FFS-1, en este trabajo se propone determinar la resistencia remanente de cilindros con laminaciones planares por HIC cercanas a uniones soldadas, mediante el análisis del estado de esfuerzos usando el método de los elementos finitos. Adicionalmente los resultados se comparan con los resultados de API 579-1/ASME FFS-1 Nivel 1 y 2, para conocer el grado de sobreestimación de esta norma.

Capítulo I: Consideraciones teóricas

2.1 Laminaciones

Son defectos planares que existen en uno o más planos en un cilindro a presión, estos no producen abultamiento en la superficie del metal, ni tienen agrietamiento en la dirección del espesor y no están conectadas entre sí [1]. La generación de laminaciones tiene su origen en el proceso de fabricación de la placa metálica, la absorción de hidrógeno durante el servicio en medios amargos o el efecto de un sobrepotencial de la protección catódica, [2].

En el proceso de fabricación de placas metálicas destinadas a la construcción de recipientes a presión y tuberías, es posible que se generen defectos en las superficies de las placas y hojas laminadas o defectos estructurales internos. Los defectos son indeseables porque pueden dañar la resistencia, formabilidad y otras características de fabricación [5], una laminación simple se muestra en la **Figura 1**.



Figura 1. Laminaciones simples contenidas en el espesor de placas metálicas de acero con bajo contenido de carbono.

2.2 Mecanismo de HIC

El agrietamiento inducido por hidrógeno (por sus siglas en inglés, HIC), puede ocurrir en aceros susceptibles de ser expuestos a medios acuosos que

contienen ácido sulfhídrico (H_2S). El HIC es una problemática que se presenta en los ductos que transportan hidrocarburos, lo cual limita su vida útil, el hidrógeno que se produce por la reacción química entre el cilindro a presión y el ácido, se difunde hacia el interior del espesor del tubo, ocasionando problemas de fragilización y agrietamiento.

Los átomos de hidrógeno disueltos en el acero tienden a recombinarse y a formar nuevamente moléculas de hidrógeno, proceso que ocurre preferentemente en las inclusiones no metálicas presentes en el material o en la interface de estas con el metal [6]. Esta reacción genera presiones muy elevadas provocando la formación de grietas en el material [3], estas grietas pueden ser; grietas singulares o discretas y laminaciones [1], en la **Figura 2** [4], se muestran ejemplos de laminaciones contenidas en el espesor de una placa metálica.

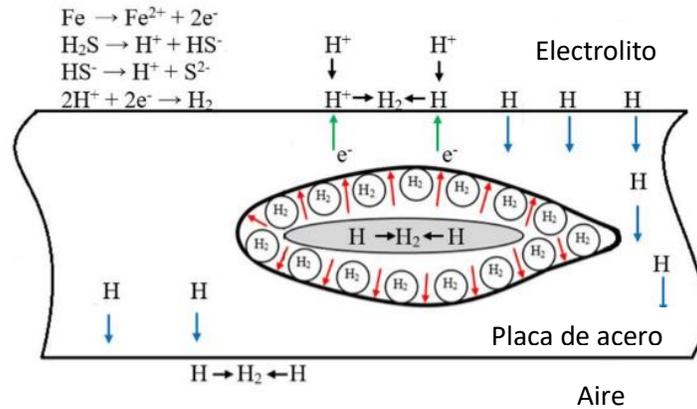


Figura 2. Esquematización del mecanismo de difusión de hidrógeno y su acumulación en la zona de la laminación.

2.3 Fabricación de recipientes a presión

El proceso de conformado mediante el cual se obtienen las placas metálicas empleadas para la construcción de recipientes a presión, es el proceso de laminación. Este proceso consiste en reducir el espesor o cambiar la sección

transversal de una pieza de trabajo llamada planchón, mediante fuerzas de compresión aplicadas con un conjunto de rodillos, los rodillos giran en sentidos opuestos para que fluya el material entre ellos [5].

Este proceso se lleva a cabo de las siguientes maneras:

- Laminación en caliente, se lleva a cabo por encima de la temperatura de recristalización del metal, convirtiendo la estructura fundida en una estructura maleable, por medio de cambios en la estructura de los granos de metales fundidos o maleables de granos grandes. Este proceso es una manera efectiva de reducir el tamaño de los granos en los metales para mejorar la resistencia y la ductilidad.
- La laminación en frío se realiza a temperatura ambiente y, en comparación con la laminación en caliente, produce láminas y cintas con mucho mejor acabado superficial, tolerancias dimensionales y propiedades mecánicas (debido al endurecimiento por deformación).

Mediante ambos métodos de laminación, siempre existe la presencia de inclusiones e impurezas en el material fundido original, se han identificado diversos defectos como cascarilla, oxidación, raspaduras, estrías, picaduras, laminaciones y grietas, en las láminas metálicas. Pueden tener como origen las inclusiones e impurezas en el material fundido original, o muchas otras condiciones relacionadas con la preparación del material y la operación de laminado [5].

Por medio del proceso de laminación, estos defectos siempre tienden a orientarse en la dirección de laminación, y por dicha razón las laminaciones formadas, se propagan paralelamente al plano de laminación [7-8], por lo anterior existen normas como la NRF 001 PEMEX 2013 [9], la cual

menciona que no deben existir laminaciones en placas metálicas destinadas a la construcción de recipientes a presión.

La **Figura 3** [6], muestra el proceso típico de laminación en caliente, donde se observa el cambio de morfología de los granos gruesos a una alargada, cuando pasa a través de los rodillos, y el cambio en el tamaño de un grano grueso a un tamaño de grano fino, por medio del proceso de recrystalización [5].

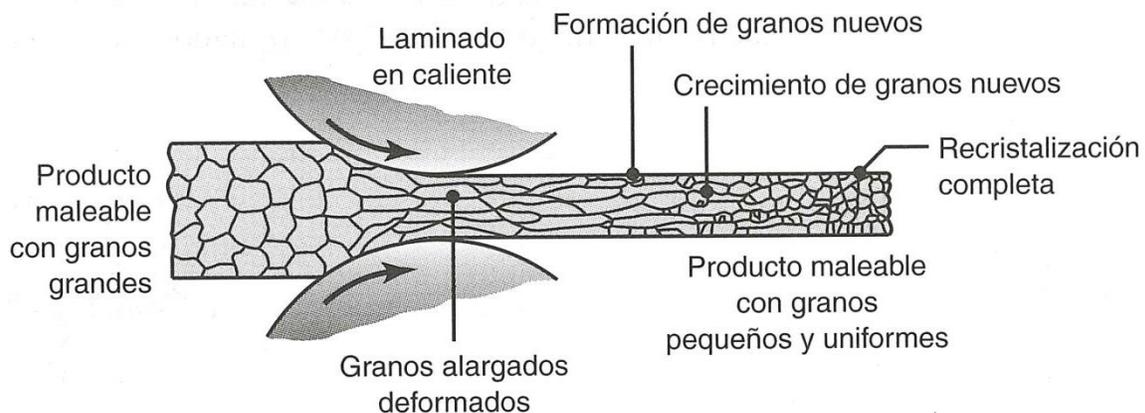


Figura 3. Recrystalización de granos grandes a pequeños, por medio del proceso de laminación en caliente.

2.4 Evaluación de laminaciones en cilindros a presión

2.4.1 Estándar API 579-1/ASME FFS-1 2016

El empleo del estándar generado por el Instituto Americano del Petróleo (American Petroleum Institute, API) en su versión actualizada API 579-1/ASME FFS-1 2016, cuando se realiza una evaluación de integridad a un recipiente a presión que contiene defectos, esta se lleva a cabo mediante tres diferentes niveles de evaluación. Por medio de estos niveles se evalúa si, es apto para continuar operando o si debe ser reparado/reemplazado.

Para evaluar un cilindro a presión que presenta laminaciones por HIC, API 579-1/ASME FFS-1 cuenta con un apartado contenido en Parte 7

“Assessment of hydrogen blisters and hydrogen damage associated with HIC and SOHIC”, y parte 13 “Assessment of laminations”. Donde proporciona restricciones al momento de realizar una evaluación de integridad del cilindro a presión afectado con laminaciones. Cuando se incrementa el nivel de evaluación, se reduce el conservadurismo de las evaluaciones y por lo tanto su análisis se torna más adecuado a la realidad. En ambos casos el Nivel 3 de evaluación, siempre recomienda evaluar la integridad mecánica mediante simulaciones que empleen el método del elemento finito, con lo cual API 579-1/ASME FFS-1 es aplicable hasta un Nivel 2 de evaluación.

2.4.2 Evaluación de laminaciones por HIC como un área localmente adelgazada

El Nivel 2 de evaluación de parte 7 del estándar API 579-1/ASME FFS-1, evalúa a las laminaciones como un área localmente adelgazada (Local Thing Area, LTA), por medio de la siguiente metodología de evaluación.

Primero se requiere obtener el espesor actual del cilindro a presión, por lo cual se emplea la **Ecuación (1)**, permitiendo obtener el valor de t_c , que se emplea para cualquier cálculo en el estándar.

$$t_c = FCA - t_{nom} - LOSS \quad (1)$$

Dónde:

FCA = Corrosión futura permisible

t_{nom} = Espesor del cilindro a presión

LOSS = Material perdido hasta el momento de la evaluación

Posteriormente, propone límites que cubre el estándar con respecto a las dimensiones y ubicación en el espesor de las laminaciones, las cuales se muestran en la **Ecuación (2)** y **(3)**.

$$S \text{ o } C \leq 0.6\sqrt{(Dt_c)} \quad (2)$$

$$W_H \leq [\min t_c/3, 0.5 \text{ pulgadas}] \quad (3)$$

La **Figura 4** muestra la esquematización típica de una laminación próxima a una soldadura, y la obtención de las dimensiones del defecto consideradas en la Ecuación 2.

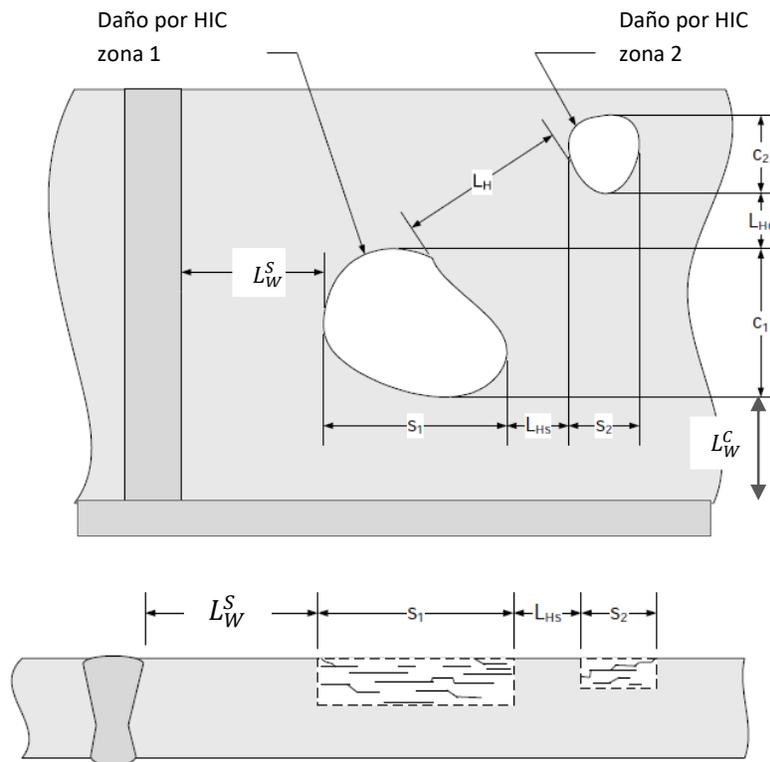


Figura 4. Esquemización de laminaciones cercanas a una soldadura y su interacción.

Dónde;

L_W^C = Distancia a la soldadura en dirección circunferencial.

L_W^S = Distancia a la soldadura en dirección longitudinal

L_{HS} = Distancia entre laminaciones, en la dirección longitudinal.

L_{HC} = Distancia entre laminaciones, en la dirección circunferencial.

L_H = Distancia entre laminaciones.

S = Tamaño de laminación en dirección longitudinal.

C = Tamaño de laminación en dirección circunferencial.

En la **Figura 5**, se muestra un ejemplo donde se esquematiza la variable W_H , la cual es el espesor de la zona de daño por HIC medido en la dirección del espesor, cabe mencionar que cuando se tienen varias laminaciones en el espesor, las laminaciones más alejadas en dirección del espesor, determinan el valor de W_H .

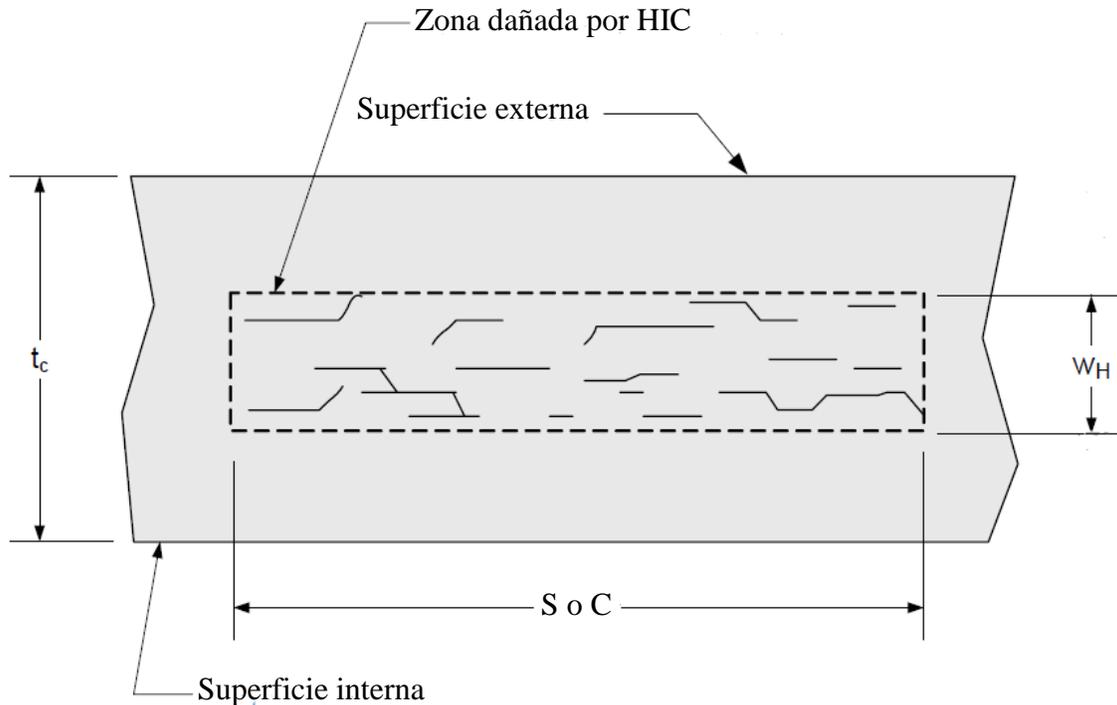


Figura 5. Esquemización de laminaciones contenidas en el espesor de un cilindro a presión.

Otra variable a considerar es la distancia a la soldadura (L_W), la cual maneja una restricción de distancia entre la laminación y la soldadura, esta es proporcionada en la **Ecuación (4)**.

$$L_W = \max [2t_c, 25\text{mm (1 pulgada)}] \quad (4)$$

Distancia a la discontinuidad más cercana (L_{msd}) proporcionada en la **Ecuación (5)**.

$$L_{msd} \geq 1.8\sqrt{(Dt_c)} \quad (5)$$

Finalmente indica que, si se cumplen todos los requerimientos anteriores, se procederá a calcular el factor de resistencia remanente (Remaining Strength Factor, RSF), cuyo factor permite conocer la integridad mecánica actual del cilindro a presión, se obtiene por medio de las **Ecuaciones (6) y (8)**. Dicho valor indica si el cilindro a presión puede continuar operando de manera segura o si se encuentra próximo a la falla.

$$RSF = \frac{2L_R + s \left[\frac{W_H \cdot D_H}{t_c} \right]}{2L_R + s} \quad (6)$$

La ecuación anterior, emplea la constante de interacción entre laminaciones mostrada en la **Ecuación (7)**.

$$L_R = \min \left[\frac{L_{HS}}{2}, 8t_c \right] \quad (7)$$

$$RSF = L_{dc} / L_{uc} \quad (8)$$

Dónde:

L_{dc} = Carga de falla del cilindro a presión dañado (por sus siglas en inglés, Load of the Damaged Component).

L_{uc} = Carga de falla del cilindro a presión sin daño (por sus siglas en inglés, Load of the Undamaged Component).

2.4.3 Evaluación de laminaciones como grietas

El Nivel 2 de evaluación de parte 13 del estándar API 579-1/ASME FFS-1, evalúa a las laminaciones como un defecto tipo grieta, por medio de la siguiente metodología de evaluación.

Esta metodología de evaluación se basa en la ubicación de un punto contenido en una gráfica que relaciona el K_r vs. L_r , como se muestra en la **Figura 6**, K_r es la relación del factor de intensidad de esfuerzos aplicado (K_I) entre la tenacidad a la fractura (K_{IC}), y el parámetro L_r , es el esfuerzo aplicado (S_{ref}) entre el esfuerzo de cedencia (σ_y).

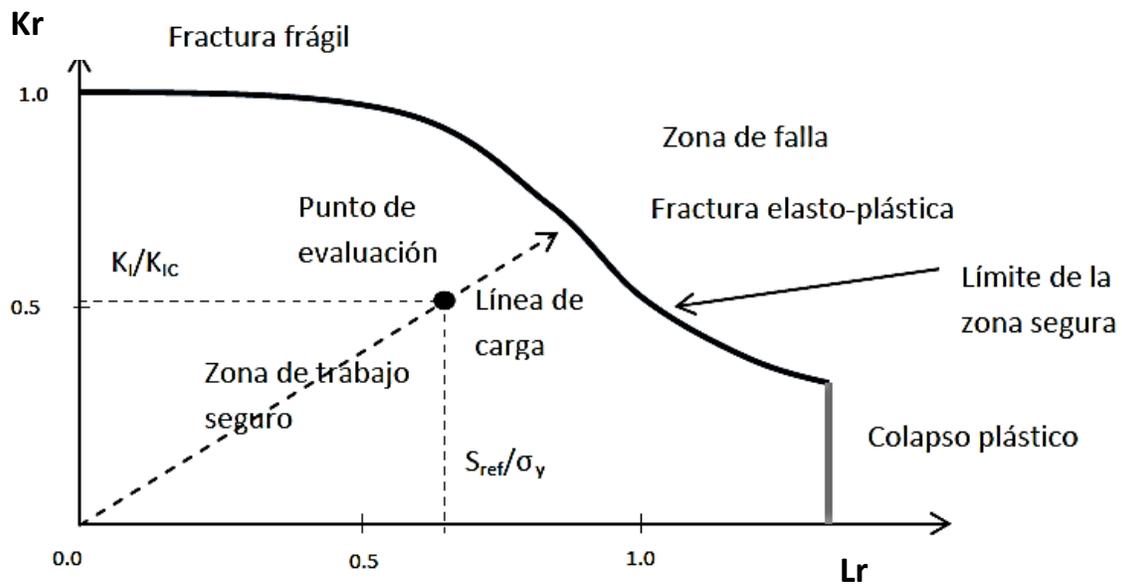


Figura 6. Diagrama de análisis de falla construido a partir de los parámetros K_r contra L_r .

El diagrama de la figura anterior puede estar basado en las **Ecuaciones (9)** y **(10)**, las cuales forman la curva límite entre las regiones de zona de trabajo seguro y la de falla.

$$\text{Criterio de los dos parámetros } K_r = L_r \left[\frac{8}{\pi} \ln \sec \left(\frac{\pi}{2} L_r \right) \right]^{0.5} \quad (9)$$

$$\text{Código R6 Opción 1 } K_r = (1 - 0.14 L_r^2) \left[0.3 + 0.7 e^{(-0.65 L_r^6)} \right] \quad (10)$$

Dentro de este diagrama de análisis de falla se encuentran reportados tres posibles modos de falla, los cuales se identifican a partir de la relación existente de K_r/L_r , los cuales son:

- $K_r/L_r > 1.8$ (fractura frágil)
- $0.2 < K_r/L_r < 1.8$ (fractura elasto-plástica)
- $K_r/L_r < 0.2$ (Colapso plástico)

Por otra parte, el parámetro L_r no siempre otorga el valor de 1, para calcular dicha constante se emplea la **Ecuación (11)**, debido a que como se muestra en la **Figura 7**, existen materiales que permiten mayores deformaciones.

$$L_{r\text{máx}} = \frac{1}{2} (1 + \sigma_{\text{máx}} / \sigma_0) \quad (11)$$

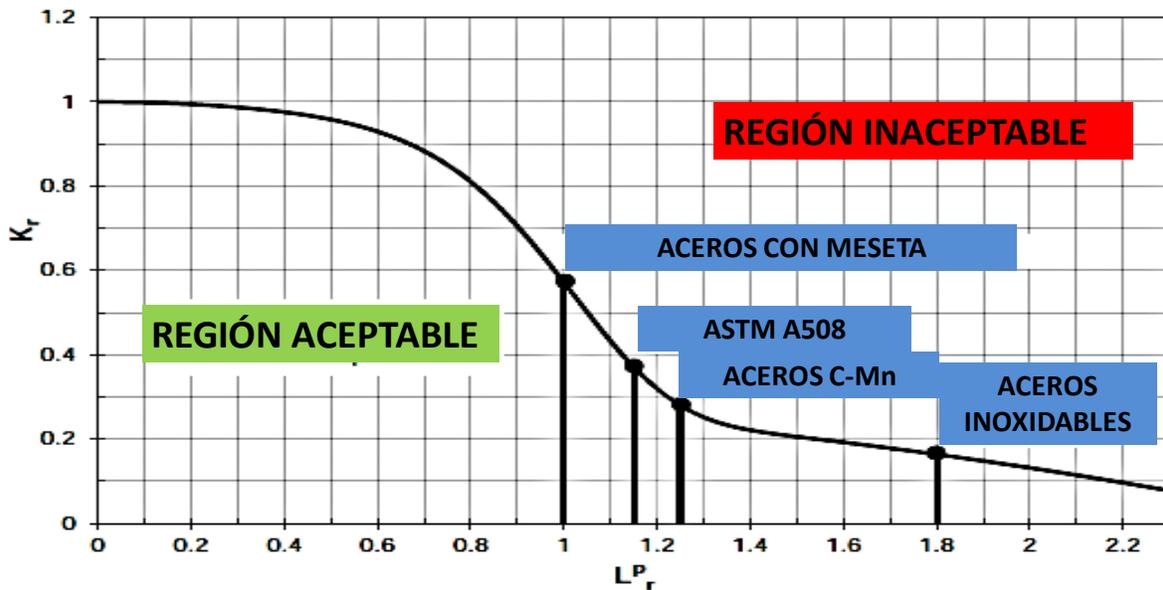


Figura 7. Diagrama de análisis de falla con los respectivos cortes en L_r para distintos aceros.

Donde lo más complicado es obtener los valores del esfuerzo de referencia (σ_{ref}), la cual se obtiene a partir de la **Ecuación (12)**, con ayuda a su vez de las **Ecuaciones (13-17)**.

$$\sigma_{ref} = \frac{P_b + \left[P_b^2 + 9(M_s * P_m * (1-\alpha)^2)^2 \right]^{0.5}}{3(1-\alpha)^2} \quad (12)$$

$$M_s = \frac{1.0}{1.0-\alpha} \quad (13) \qquad P_b = \frac{p}{2} \text{ grieta interna} \quad (16)$$

$$\alpha = \frac{a}{t} \quad (14) \qquad P_b = \frac{-p}{2} \text{ grieta externa} \quad (17)$$

$$P_m = \frac{pR_i}{t} \quad (15)$$

Por otra parte, el cálculo del factor de intensidad de esfuerzos (K_I), se obtiene a partir de la **Ecuación (18)**, donde las constantes G se obtienen de una tabla contenida en el estándar API 579-1/ASME FFS-1 2016 en los Anexos de Parte 9, como lo muestra la **Tabla 1**, y los valores de σ se calculan a partir de la curva de ajuste de un polinomio de cuarto orden de la distribución del estado de esfuerzos.

$$K_I = \left[G_0(\sigma_0 + P_c) + G_1\sigma_1 \left(\frac{a}{t}\right) + G_2\sigma_2 \left(\frac{a}{t}\right)^2 + G_3\sigma_3 \left(\frac{a}{t}\right)^3 + G_4\sigma_4 \left(\frac{a}{t}\right)^4 \right] \sqrt{\pi a} \quad (18)$$

Tabla 1. Valores de la constante G para grietas internas o externas, relacionadas con su ubicación en el espesor (a/t), y la relación t/R_1 tomada de API 579-1/ASME FFS-1 2016.

t/R_1	a/t	Superficie interna					Superficie externa				
		G_0	G_1	G_2	G_3	G_4	G_0	G_1	G_2	G_3	G_4
0.001	0	1.120000	0.682000	0.524500	0.440400	0.379075	1.120000	0.682000	0.524500	0.440400	0.379075
	0.2	1.362669	0.775768	0.577169	0.475763	0.405555	1.362492	0.775430	0.577078	0.475707	0.405320
	0.4	2.107481	1.059637	0.734602	0.578123	0.483688	2.106159	1.059018	0.734066	0.577700	0.483457
	0.6	4.023909	1.759944	1.112458	0.819725	0.660648	4.023909	1.759732	1.112458	0.819832	0.660479
	0.8	11.685450	4.447550	2.518103	1.697986	1.278424	11.909190	4.532179	2.565580	1.730506	1.301380
0.00333	0	1.120000	0.682000	0.524500	0.440400	0.379075	1.120000	0.682000	0.524500	0.440400	0.379075
	0.2	1.357654	0.772719	0.575074	0.474050	0.404119	1.357654	0.772836	0.575120	0.474050	0.404212
	0.4	2.098124	1.055171	0.731561	0.575621	0.481987	2.098131	1.055420	0.731740	0.575826	0.482184
	0.6	3.984819	1.744473	1.103460	0.813729	0.656089	3.988986	1.746621	1.104648	0.814588	0.656975
	0.8	11.431820	4.361182	2.474754	1.671906	1.260057	11.418040	4.356190	2.471838	1.670314	1.258819

A su vez en la ecuación anterior, se ejemplifican por medio de la **Figura 8** las indicaciones de las constantes a y t .

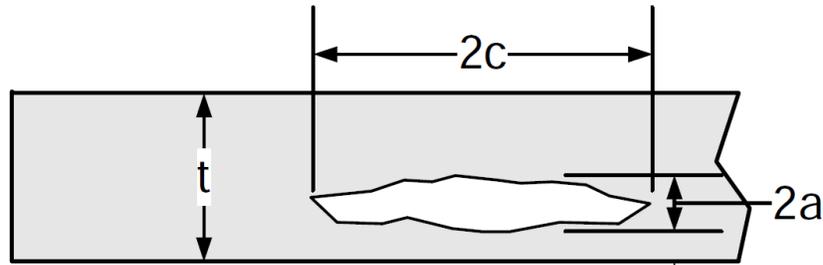


Figura 8. Esquema de una grieta contenida en el espesor de un cilindro a presión.

Las limitaciones de API 579-17 ASME FFS-1, de parte 9 Nivel 2 de evaluación, de manera general son:

- 1) Solo aplica para una placa, cilindro o esfera.
- 2) Limitación de geometrías para evaluar de los cilindros o esferas ($R/t \geq 5$).
- 3) El espesor en el lugar de la falla debe ser menor a 38 mm (1,5 pulgadas).
- 4) La longitud máxima permitida del defecto es de 200 mm (8 pulgadas).
- 5) Los daños se encuentran orientados en la dirección axial y longitudinal, localizadas a una distancia mayor o igual a $1.8\sqrt{Dt}$ de cualquier discontinuidad estructural.

2.5 Procesos de soldadura empleados en la construcción de recipientes a presión y tuberías

2.5.1 Soldadura por arco eléctrico

De todos los procesos de soldadura, el proceso de soldadura con arco eléctrico es el que se emplea con mayor frecuencia para la unión de componentes contruidos con acero al carbono.

Para llevar a cabo este proceso, se emplea un material de aporte (electrodo), y el material base (pieza a soldar). Para poder establecer un circuito de

soldadura debe contarse con una fuente de energía eléctrica. En la mayoría de los procesos de soldadura de arco, dicha fuente es la máquina de soldar, y se utilizan dos cables. Uno sirve para conectar el porta-electrodos a una de las terminales de la máquina, y por ello se le llama cable del electrodo o terminal del electrodo. El otro cable conecta la prensilla o pinza de tierra a la otra terminal, y se conoce como cable de tierra o cable de la pieza de trabajo.

Cuando pasa la electricidad por un electrodo, el movimiento de la energía eléctrica origina una fricción que incrementa la temperatura del cuerpo metálico. Debido a que el electrodo se calienta como resultado de su resistencia al paso de la electricidad, llega a un punto en el cual se derrite, y posteriormente es depositado en el material base. Cuanto mayor sea el flujo (corriente) de electricidad que pasa por un electrodo de un diámetro dado, mayor será la fricción que resulte, y como resultado genera un incremento en la temperatura del material mayor [10].

2.5.2 Microestructura de la zona afectada por el calor

Los aspectos metalúrgicos de lo que tiene lugar en la zona de la soldadura durante el enfriamiento difiere de lo que se observa durante el enfriamiento de una pieza fundida.

En la soldadura, el metal fundido se solidifica en cuestión de segundos. La cantidad de metal rara vez excede de una pulgada cúbica. La fuente de calor y el pocillo de metal fundido tienen una temperatura considerablemente más elevada que en los hornos de fusión. Como resultado del enfriamiento rápido del pocillo de soldadura, las reacciones químicas que se inician en el metal fundido y en la escoria no tienen tiempo para completarse.

La solidificación del metal fundido se ilustra a continuación en la **Figura 9** [10]. Al avanzar la formación del cordón, la temperatura del pocillo de

soldadura desciende, debido a la abstracción del calor hacia el metal base y a la radiación hacia la atmosfera del ambiente, y el metal se solidifica [10].

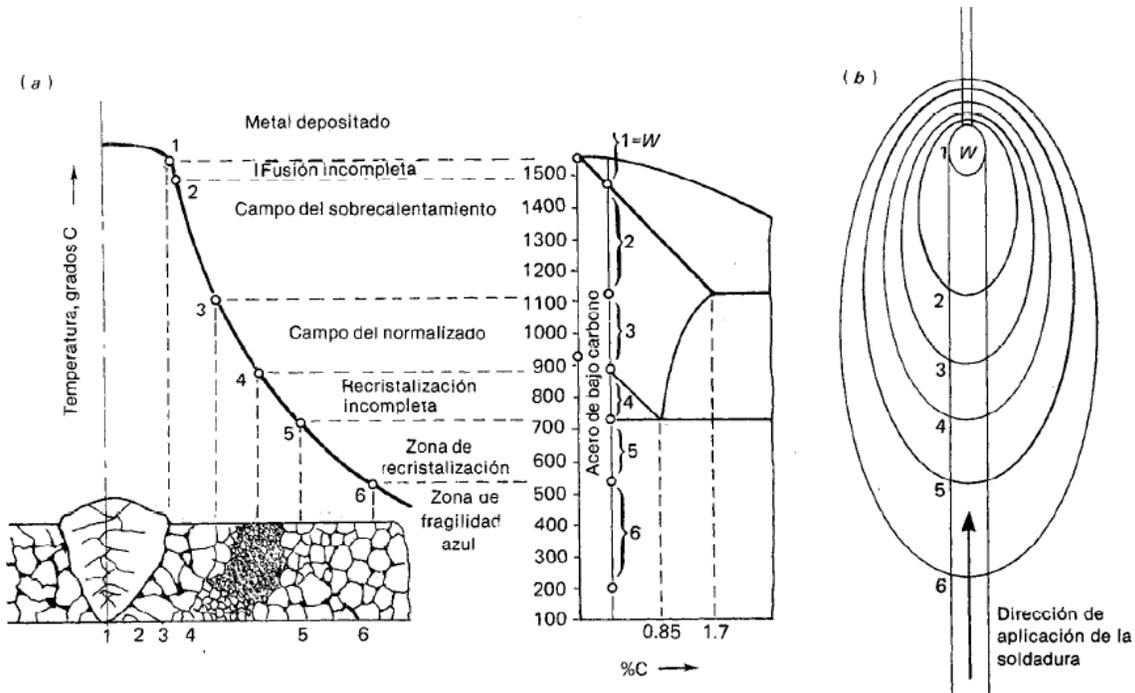


Figura 9. Solidificación progresiva del metal fundido en un pocillo de soldadura.

Como la estructura de la zona soldada es alterada por el calor de la soldadura, recibe el nombre de área o zona afectada por el calor (Heat Affected Zone, HAZ). En la figura anterior se observan algunas alteraciones que ocurren en la estructura de la HAZ en un acero con bajo contenido de carbono. Adyacente a la soldadura se encuentra una zona de fusión incompleta (1) en la que el metal se calienta hasta una temperatura elevada y se forman granos gruesos. Al alejarse de la soldadura (2), disminuye la temperatura y la magnitud del sobre calentamiento, y por tanto también el tamaño del grano. En el campo de normalización (3) el grano es fino, ya que el tiempo de calentamiento no es lo suficientemente largo para que se produzca entre crecimiento entre los granos austeníticos, y el enfriamiento subsecuente expulsa los granos finos de perlita y ferrita. El campo de normalización va seguido por una zona de recristalización incompleta (4), en la que los granos de perlita se descomponen en granos aún más finos. La

zona de recristalización (5) se caracteriza por la recuperación de los granos deformados por rolado. Las alteraciones estructurales que ocurren en el área afectada por el calor también varían generalmente con el contenido de carbono y de elementos de aleación en un acero.

Como la temperatura de la zona cercana a la soldadura varía de un lugar a otro, el metal del HAZ también varía en cuanto a su estructura y propiedades mecánicas. En el área sobrecalentada en la que el grano es grueso, el metal pierde algo de su ductilidad, y especialmente su resistencia al impacto. La HAZ muestra también cambios de dureza, especialmente en el caso de los aceros sensibles al tratamiento térmico. Un incremento en la dureza va acompañado generalmente por un aumento en la fragilidad y una reducción en la ductilidad. Los aceros con bajo contenido de carbono, los cambios estructurales que ocurren en la zona cercana a la soldadura no afectan apreciablemente la resistencia de las piezas soldadas [10].

De manera general, la presencia de una soldadura genera cuatro zonas con propiedades mecánicas distintas, las cuales se nombran del centro de la soldadura al exterior, y estas son:

- Material base (MB)
- Grano grueso (GG)
- Grano fino (GF)
- Material depositado (MD)

2.5.3 Propiedades mecánicas de la soldadura

Existe investigación enfocada a conocer el cambio de las propiedades mecánicas en las cuatro regiones principales formadas por la aplicación de una soldadura en diferentes aceros [11-14].

El trabajo de Melgarejo [11], reportan perfiles de durezas Rockwell C obtenidos desde el material de aporte hasta el material base, como se observa en la **Figura 10**, para un acero ASTM A36, el cual se soldó por medio del proceso SMAW. Estos valores de dureza se convirtieron a valores de dureza Vickers, con el fin de conocer el porcentaje de variación de las distintas zonas, y se reportan en la **Tabla 2**.

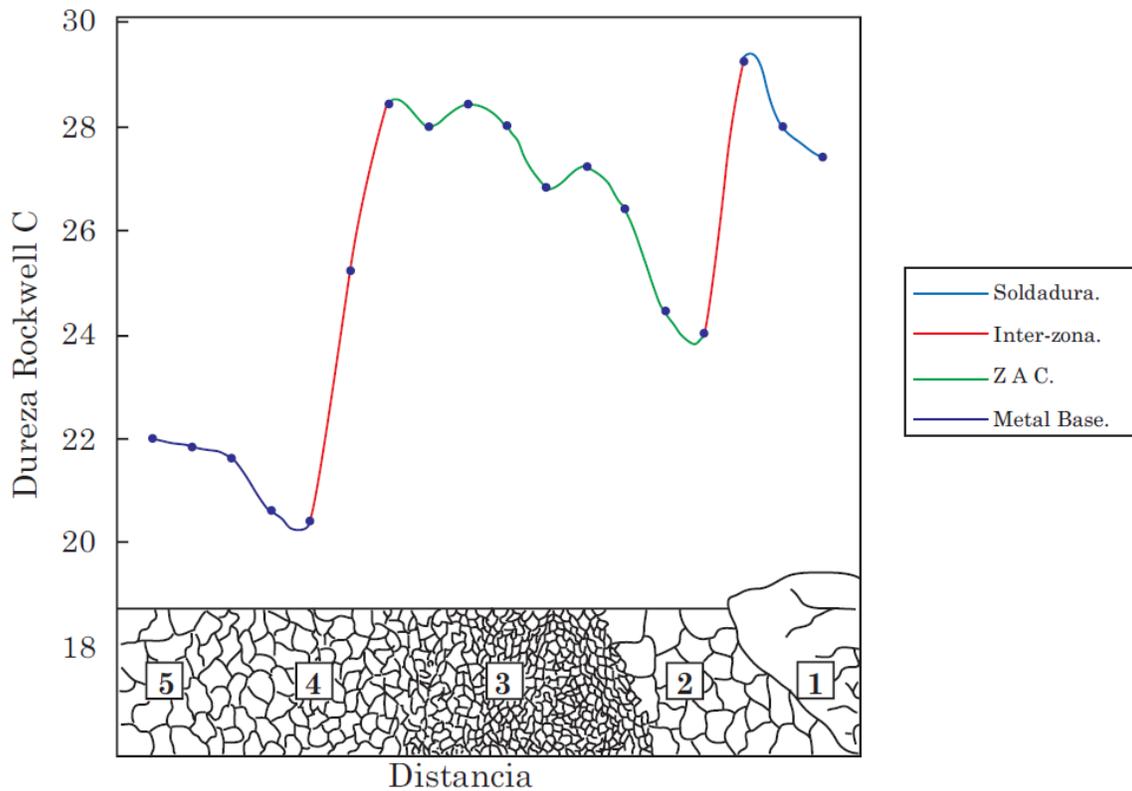


Figura 10. Perfil de durezas de las distintas regiones formadas por la HAZ del trabajo de Melgarejo [11].

Tabla 2. Valores de dureza Vickers del acero ASTM A36 y la HAZ.

	Material base	(HAZ) Grano grueso	Variación	(HAZ) Grano fino	Variación	Material depositado	Variación
HV	248	259	4.43%	286	15.32%	294	18.54%

2.6 Análisis de esfuerzos por MEF

Son en general extensiones de los métodos de estabilización desarrollados en diferencias finitas [15]. En todos los análisis desarrollados por el método de elemento finito (MEF), existen tres etapas, las cuales con: etapa de **preprocesamiento**, etapa de **procesamiento** y etapa de **postprocesamiento**. En la etapa de preprocesamiento se crea el modelo de la estructura mediante valores de entrada dados por el analista. Un preprocesador ensambla los datos forma adecuada para la ejecución por el procesador en la próxima etapa. Para la etapa de procesamiento, un código computacional genera y resuelve un sistema de ecuaciones, en la etapa de postprocesamiento la solución numérica es presentada en forma de datos seleccionados y despliegues gráficos, los cuales son más fáciles de entender y evaluar [3].

El método del elemento finito, se basa en transformar un cuerpo de naturaleza continua en un modelo discreto aproximado, estas transformaciones se denominan discretización del modelo. El conocimiento de lo que sucede en su interior de este modelo del cuerpo aproximado, se obtiene mediante la interpolación de los valores conocidos en los nodos. Es por tanto una aproximación de los valores de una función a partir del conocimiento de un número determinado y finito de puntos [16]. Una importante ventaja del método del elemento finito es la gran capacidad en geometrías arbitrarias; existe amplia literatura dedicada a la construcción de mallas para el método del elemento finito, las cuales permiten la formación de los nodos en las intersecciones de las líneas [17].

Bathe [18], resume un proceso de análisis de elemento finito el cual se expone en la **Figura 11** [19]. El problema físico involucra una estructura o componente estructural sujeto a ciertas cargas. La idealización de un problema físico en un modelo matemático requiere asumir ciertas cosas que conllevan a ecuaciones diferenciales que gobiernan el modelo matemático.

El análisis de elemento finito resuelve el modelo matemático. Como la solución del elemento finito es un procedimiento numérico, es necesario valorar la solución adecuadamente, de lo contrario, la solución numérica debe repetirse con parámetros de solución refinados (mallado más fino) hasta alcanzar valores aceptables. Una malla con pocos elementos proporciona resultados que de manera general indicarán las zonas críticas.

Por otro lado, una malla muy densa proporciona los puntos críticos muy definidos. Es claro que la solución del elemento finito resolverá únicamente el modelo matemático y que todas las consideraciones en el modelo se reflejarán en la respuesta predicha. No se puede esperar mayor información en la predicción del fenómeno físico, que la contenida en el modelo matemático. Por lo tanto, la selección de un modelo matemático adecuado es crucial y determina por completo la visión del problema físico que se puede obtener por medio del análisis.

Se enfatiza que por medio del análisis se obtiene una visión del problema físico considerado, no se puede predecir la respuesta de un problema físico de manera exacta porque es imposible reproducir, ni con el modelo matemático más refinado, toda la información que está presente en la naturaleza y, por lo tanto, contenida en el problema físico [19].

Una vez que se ha resuelto adecuadamente el modelo matemático y que los resultados han sido interpretados se puede decidir si se refinará el modelo matemático para incrementar la visión de la respuesta del modelo físico.

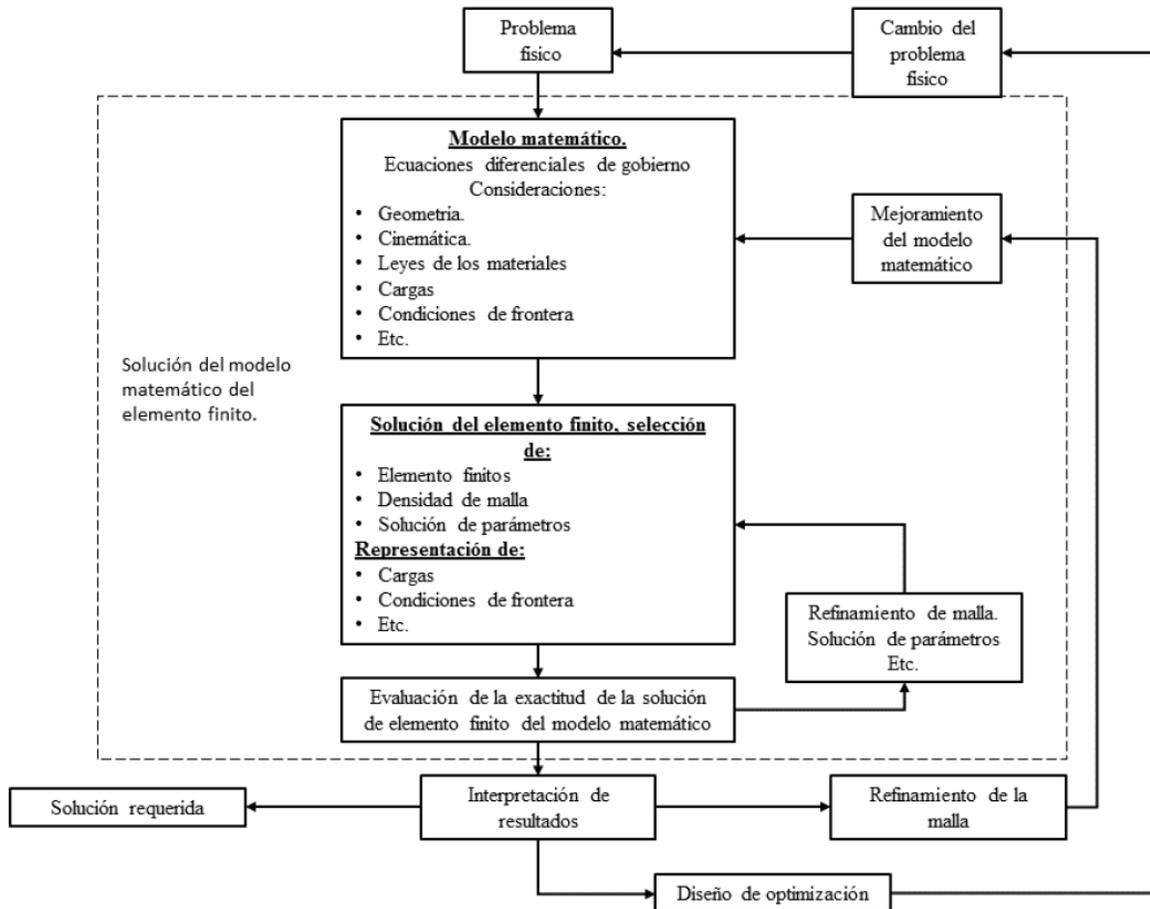


Figura 11. Proceso del análisis por medio del método de elemento finito.

2.7 Comportamiento mecánico de cilindros a presión con laminaciones

El concepto de laminación como defecto ha sido poco difundido y por esta razón Kunio y colaboradores en 2015 [20], describen las fallas laminares en estándares ASME Boiler & Pressure Vessel Code Section XI y API 579/ASME FFS-1, y la falla cuasi-laminar descrita en ASME sección XI. Buscando, que se armonice el concepto de que un defecto laminar es una falla sub-superficial paralela a la dirección de laminación de la placa, donde el esfuerzo aplicado es típicamente paralelo a la dirección de laminación, y explica que existen más de 14 estándares en el mundo, tal como se muestra en la **Tabla 3**, donde las laminaciones son evaluadas como grietas de fatiga, corrosión, defectos de soldadura, etc.

Tabla 3. Estándares y códigos de evaluación de integridad.

No.	Sector	Aptitud para el servicio Códigos y estándares	Descripción	País	Año de emisión	Evaluación de laminaciones
1	Nuclear	ASME Code Section XI	Inspección en servicio de una planta nuclear	Estados unidos	2013	
2		R6	Integridad de estructuras que contienen defectos	Reino unido	2012	
3		RSE-M	Inspección en servicio de islas nucleares de reactores de agua presurizada	Francia	2010	
4		A16 (RCC-MR)	Evaluación de defectos y fuga antes que falla	Francia	2010	
5		SSM	Procedimiento probabilístico para evaluación de seguridad	Suecia	2008	
6		A.M.E	Evaluación de tiempo de vida para reactores de agua presurizada	Republica checa	2008	
7		JSME S NA1	Código de aptitud para el servicio de una planta nuclear	Japón	2012	
8	Nuclear y no nuclear	FITNET	Aptitud para el servicio	Europa	2008	
9	No nuclear	BS 7910	Aceptabilidad de fallas en estructuras metálicas	Reino unido	2013	
10		FKM	Prueba de resistencia de mecánica de fractura	Alemania	2009	
11		API 579/ASME FFS-1	Aptitud para el servicio	Estados unidos	2007	
12		GB/T-19624	Evaluación para recipientes a presión con fallas	China	2004	
13		WES 2805	Soldadura por fusión de juntas soldadas en estructuras de acero	Japón	2011	
14		HPI S Z101	Procedimiento de evaluación para equipos presurizados	Japón	2011	

La tabla anterior fue construida a partir del trabajo de doctorado de Lacroix [21], cuyos estándares y códigos mostrados son; ASME B&PV Code Section XI [22], R6 [23], RSE-M [24], A16(RCC-MR) [25], SSM [26], A.M.E. [27], JSME S NA1 [28], FITNET [29], BS 7910 [30], FKM [31], API 579/ASME FFS-1 [1], GB/T19624 [32], WES 2805 [33] y HPI S Z101 [34].

Por otra parte, Morales en 2004 [3], determinó las condiciones de inestabilidad de dos laminaciones próximas entre sí, mediante el análisis del comportamiento elasto-plástico, de recipientes cilíndricos sometidos a presión interna con laminaciones presurizadas contenidas en el espesor, con separación de estos defectos en la dirección horizontal y vertical. En su investigación se observa que entre más próximas se encuentren las grietas el gradiente de esfuerzos en la región interlaminar crece, como se observa en la **Figura 12**, lo cual es asociado a la interacción de los campos de esfuerzos de esa zona. Por otro lado, concluye que los defectos que presenten una menor dimensión pueden soportar mayores presiones internas, contrario a un defecto más grande.

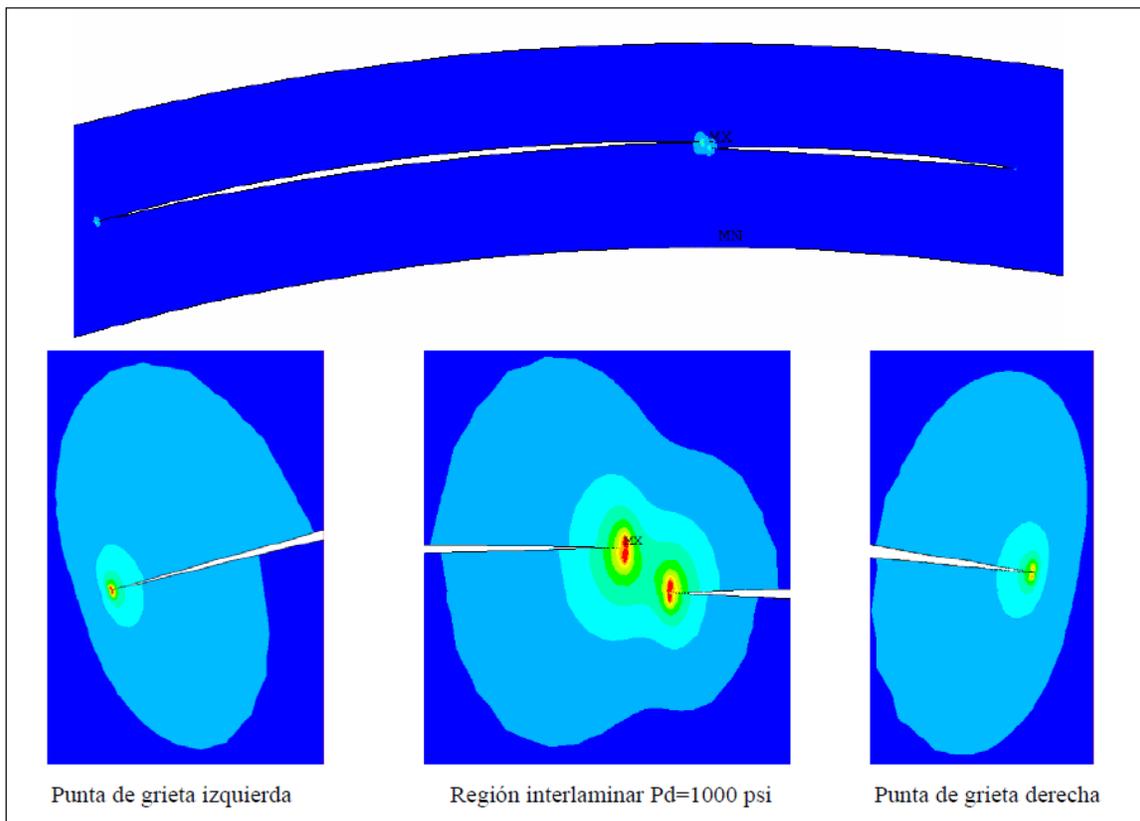


Figura 12. Distribución esquemática del esfuerzo de Von Mises, en la región interlaminar y puntas de grieta extremas, tubo de 24", espesor 1", $r_i=1.5"$, $r_d=.75"$, y 1000 psi de presión interna zona elástica.

Cueto y colaboradores en 2018 [4], evalúan laminaciones próximas a una soldadura por medio de MEF, encontrando la propagación para distintas grietas con dimensiones que van de los 10.01mm hasta los 17.12 mm, indicando que se la propagación será siempre en el metal base, con lo cual las fallas siempre se presentan en la región del metal base, como se observa en la **Figura 13**.

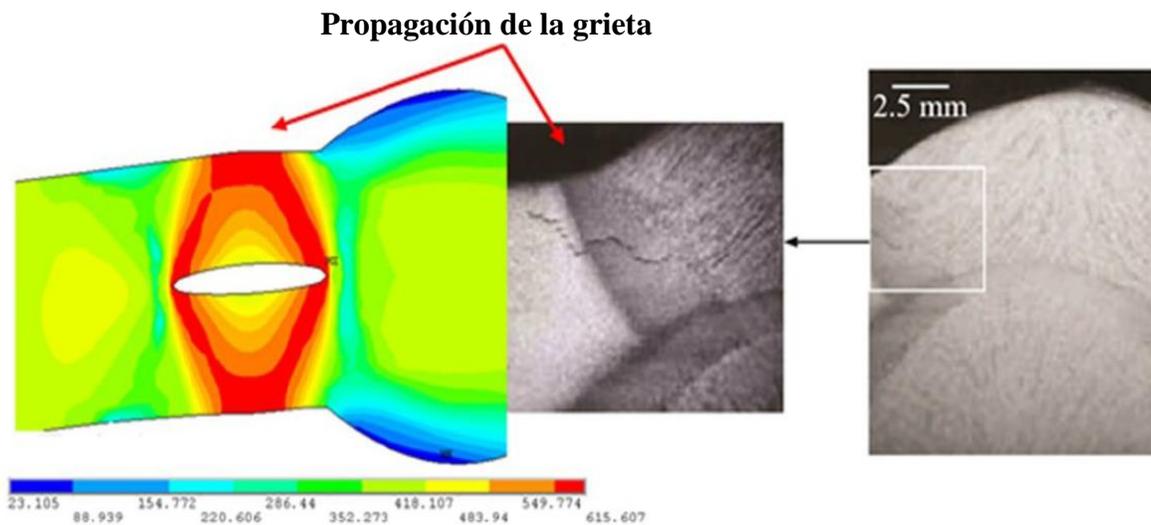


Figura 13. Propagación de grieta en tubería con laminaciones a través del material base, con unidades de MPa en la simulación MEF.

Capítulo II: Metodología

3.1 Etapas de trabajo

Para el desarrollo de la presente tesis, se llevó a cabo el procedimiento mostrado en la **Figura 14**, en donde se describe de manera general la secuencia de modelado, simulación, comparación y análisis empleado.

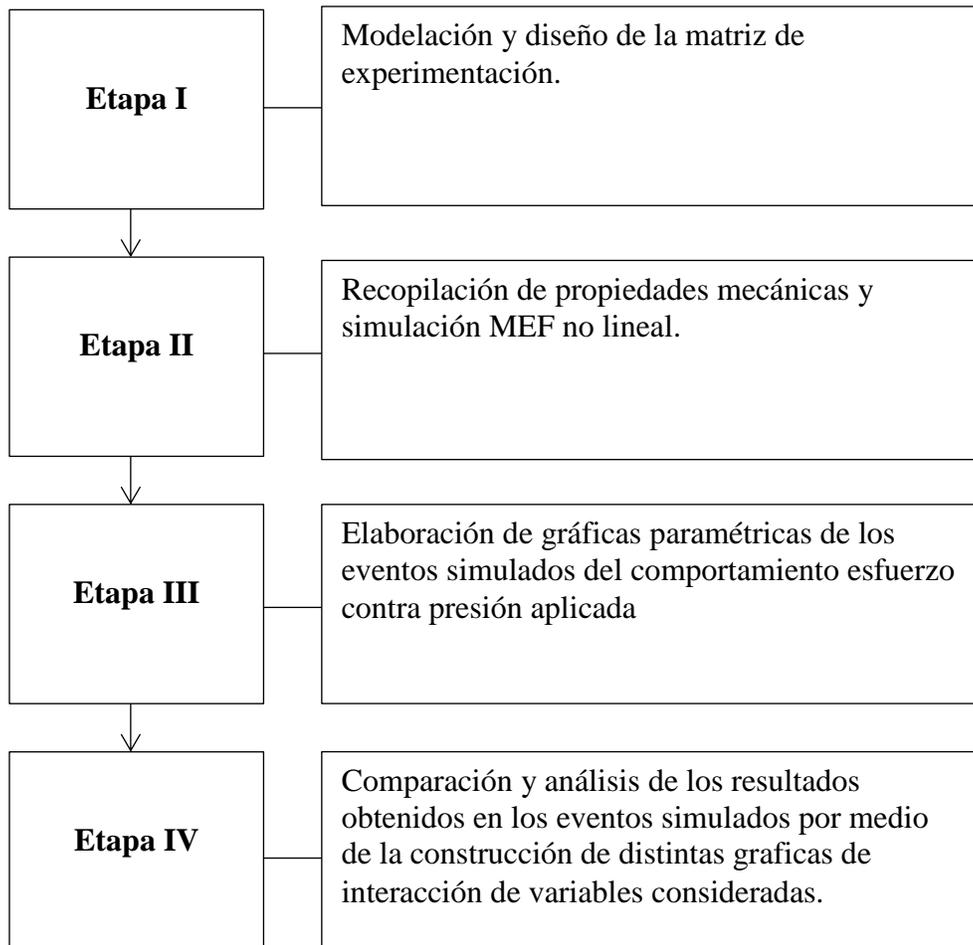


Figura 14. Etapas de la metodología de trabajo empleada.

3.2 Modelos geométricos del cilindro sujeto a presión y las uniones soldadas consideradas

Los cilindros sujetos a presión que se consideraron en este trabajo correspondieron a un acero al carbono con especificación SAE 516 Gr 70, el

cual posee un σ_{Ced} de 260 MPa y un σ_{UTS} de 485 MPa, las dimensiones del cilindro son; 291.75 cm de diámetro externo y 8.71 cm de espesor.

La **Figura 15** muestra la geometría del cilindro a presión modelado en la **Etapa I**, la cual se empleó tanto para los cilindros con daño por laminaciones por HIC considerados en los distintos casos, y el cilindro sin defecto con soldadura circunferencial.

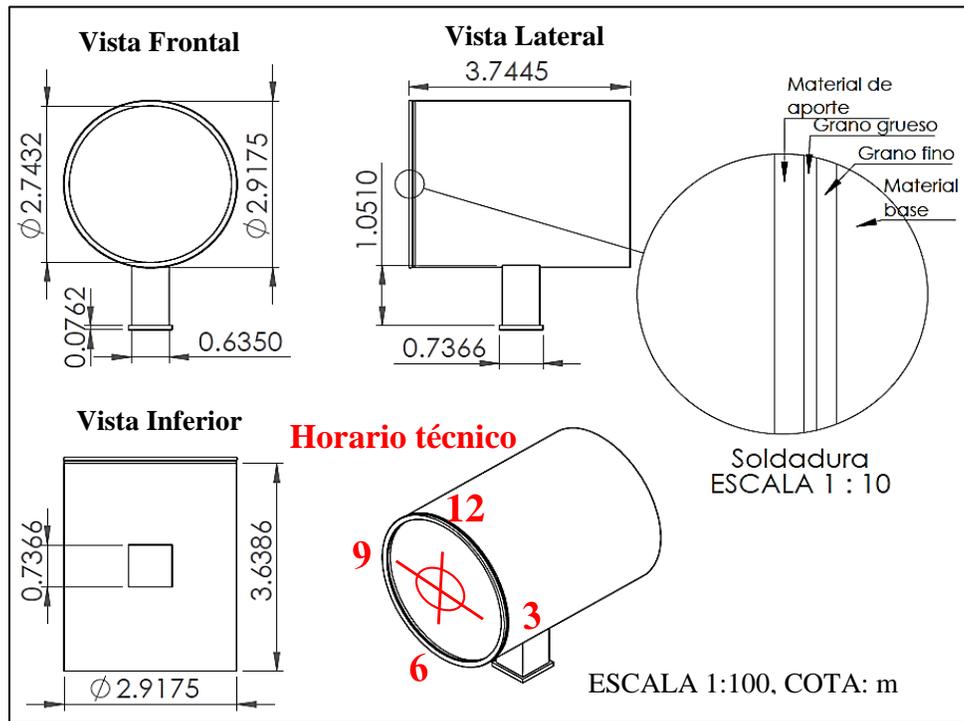


Figura 15. Cilindro a presión con soldadura circunferencial.

La **Figura 16**, muestra las dimensiones de las partes que componen la HAZ, el material depositado y el de base, cuyas dimensiones fueron consideradas en la etapa de modelación; de acuerdo con el trabajo de Melgarejo [11].

- Material depositado (MD)
- Grano grueso (GG)
- Grano fino (GF)
- Material base (MB)

Si bien, las cuatro zonas, fueron modeladas como cuerpos independientes, para efectos de simulación y mejor aproximación del comportamiento mecánico del cilindro a presión, estas son ensambladas a tope entre sí.

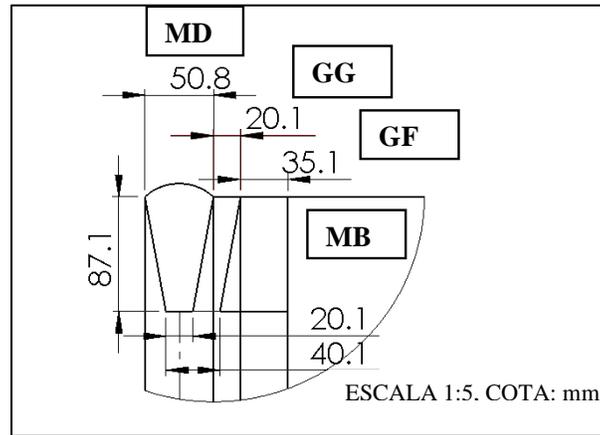


Figura 16. HAZ del cordón de soldadura.

De manera similar la **Figura 17** muestra la geometría empleada para los cilindros a presión que poseen una soldadura longitudinal. De manera idéntica, la HAZ fue modelada con las consideraciones de la Figura 18.

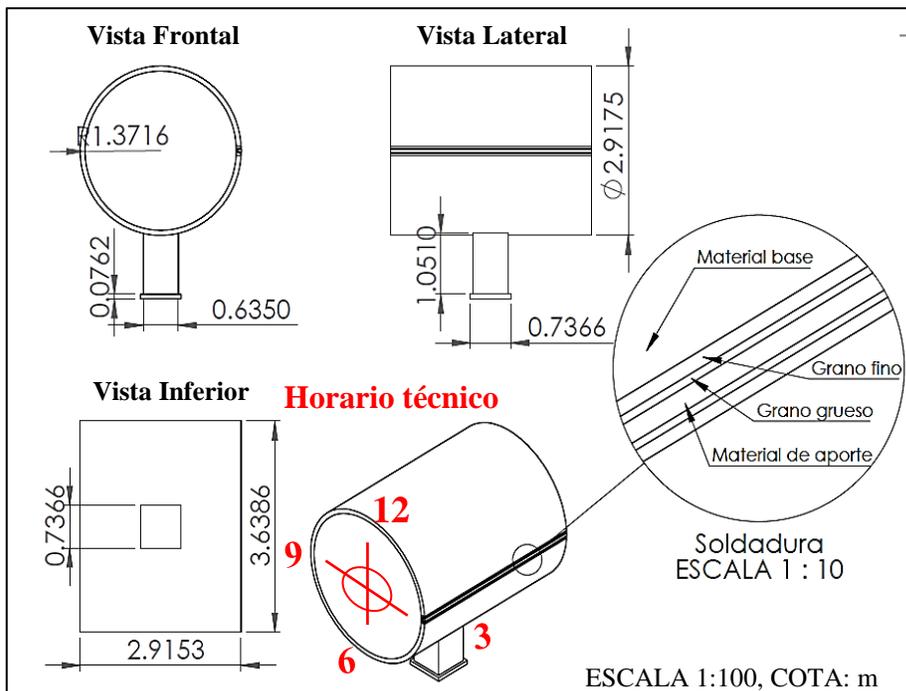


Figura 17. Cilindro a presión con soldadura longitudinal.

3.3 Matriz de experimentación de la zona afectada

La matriz del número de casos modelados y simulados de cilindros a presión que contienen laminaciones por HIC se muestran en la **Tabla 4**, la cual se repite tanto para cilindros con soldadura circunferencial y longitudinal.

Tabla 4. Matriz de experimentación de la zona afectada.

Extensión de defecto en dirección circunferencial o longitudinal (C o S)/ $0.6\sqrt{Dt_c}$	Espesor de la zona de daño por HIC entre el espesor W_H/t_c	Modelo y distancia a la soldadura con respecto al espesor del cilindro a presión $L_w^{S o C}$					
$0.6\sqrt{(Dt_c)}$	0.25	1	Lw 0tc	10	Lw 1tc	19	Lw 2tc
	0.50	2		11		20	
	0.75	3		12		21	
$5[0.6\sqrt{(Dt_c)}]$	0.25	4		13		22	
	0.50	5		14		23	
	0.75	6		15		24	
$10[0.6\sqrt{(Dt_c)}]$	0.25	7		16		25	
	0.50	8		17		26	
	0.75	9		18		27	

La matriz experimental de la tabla anterior fue construida a partir de las ecuaciones de evaluación límites de API 579/ASME FFS-1; es decir, si se realizará un análisis de integridad con las dimensiones y ubicación de los defectos considerados, el dictamen sería, la remediación o reemplazo inmediato de estos cilindros a presión. Adicionalmente, esta tabla permite definir las dimensiones de largo, ancho y espesor de la zona de daño por HIC medido en la dirección del espesor, en función directa del espesor remanente del cilindro y el diámetro interior, para tres distintos casos de defectos modelados, los cuales son:

1. Una laminación
2. Cuatro laminaciones
3. Área localmente adelgazada (LTA)

La **Figura 18**, ejemplifica los cambios en dimensión de 1 a 10 veces el tamaño original del defecto en los cilindros con soldaduras, los parámetros S y C, corresponden a las extensiones de la zona afectada en la dirección longitudinal y circunferencial, con una relación de 1:1, cuyos valores son; $0.6\sqrt{(Dt_c)}$ (28.80 cm), $5[0.6\sqrt{(Dt_c)}]$ (143.9 cm) y $10[0.6\sqrt{(Dt_c)}]$ (287.9 cm).

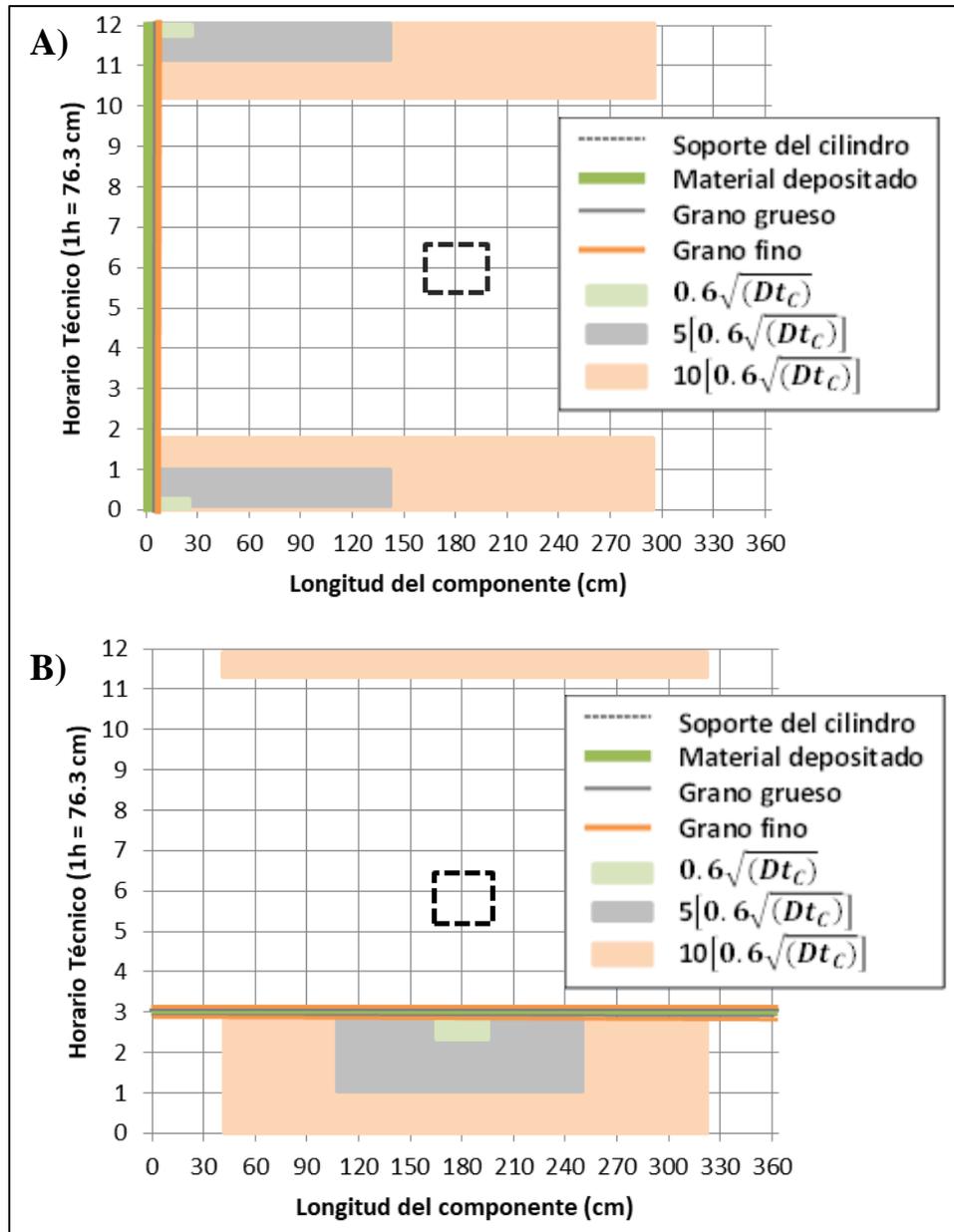


Figura 18. Configuración de modelado de una laminación simple con distancia a la soldadura (A) circunferencial y (B) longitudinal $L_W^C = 0t_c$, para un cilindro de 291.7 cm de diámetro externo y un espesor de 8.4 cm.

Por otro lado, la **Figura 19**, esquematiza las relaciones en espesor de la zona de daño por HIC medido en la dirección del espesor entre el espesor del cilindro (W_H/t_c), esta geometría se empleara para una laminación, cuatro laminaciones, y para una LTA, en áreas localmente adelgazadas se conecta a la superficie externa, omitiendo el valor de $0.046 t_c$.

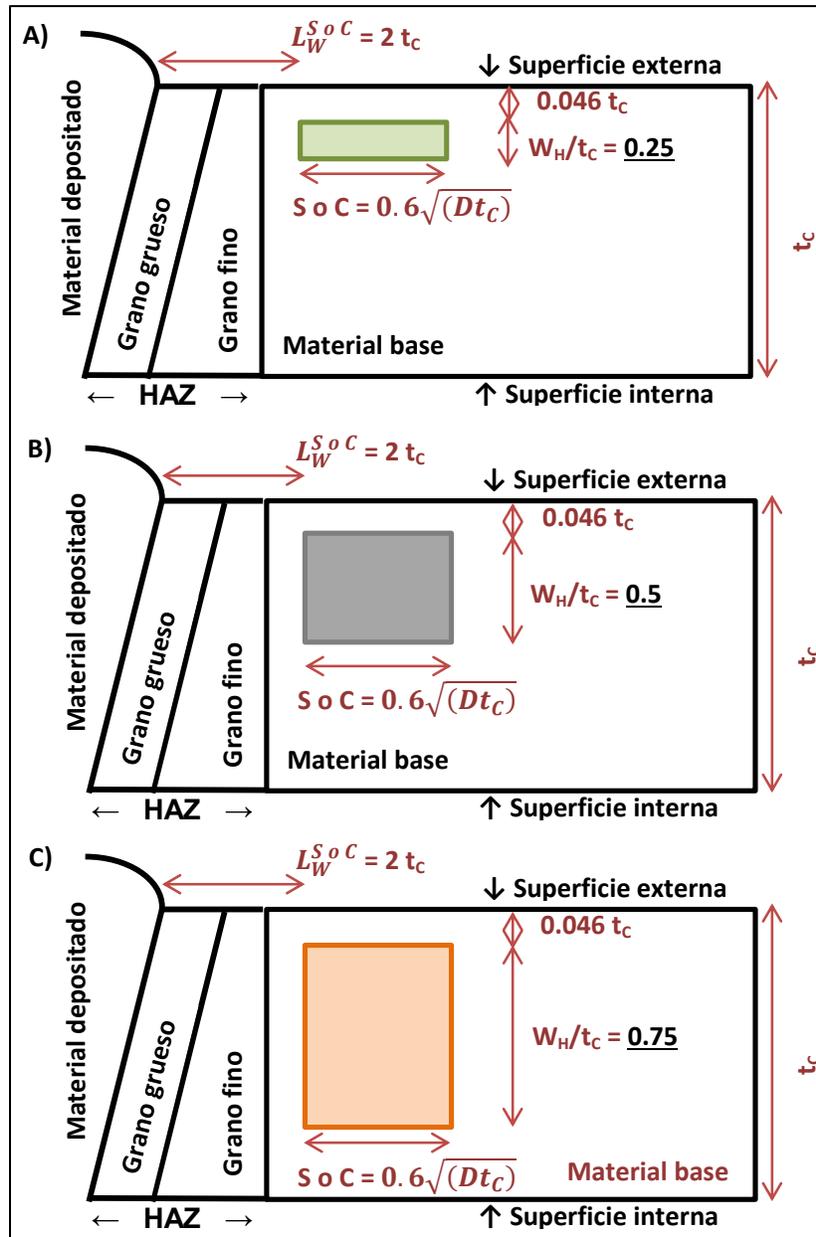


Figura 19. Ejemplo de la variación de la relación de zona de daño por HIC (W_H) entre el espesor (t_c), para una laminación cercana a una soldadura circunferencial o longitudinal con relación (A) $W_H/t_c=0.25$, (B) $W_H/t_c=0.5$ y (C) $W_H/t_c=0.75$.

Finalmente, la **Figura 20**, muestra la variación de distancia a la soldadura (L_W), con valores de; $0t_c$ (0 cm), $1t_c$ (8.4 cm) y $2t_c$ (16.8 cm).

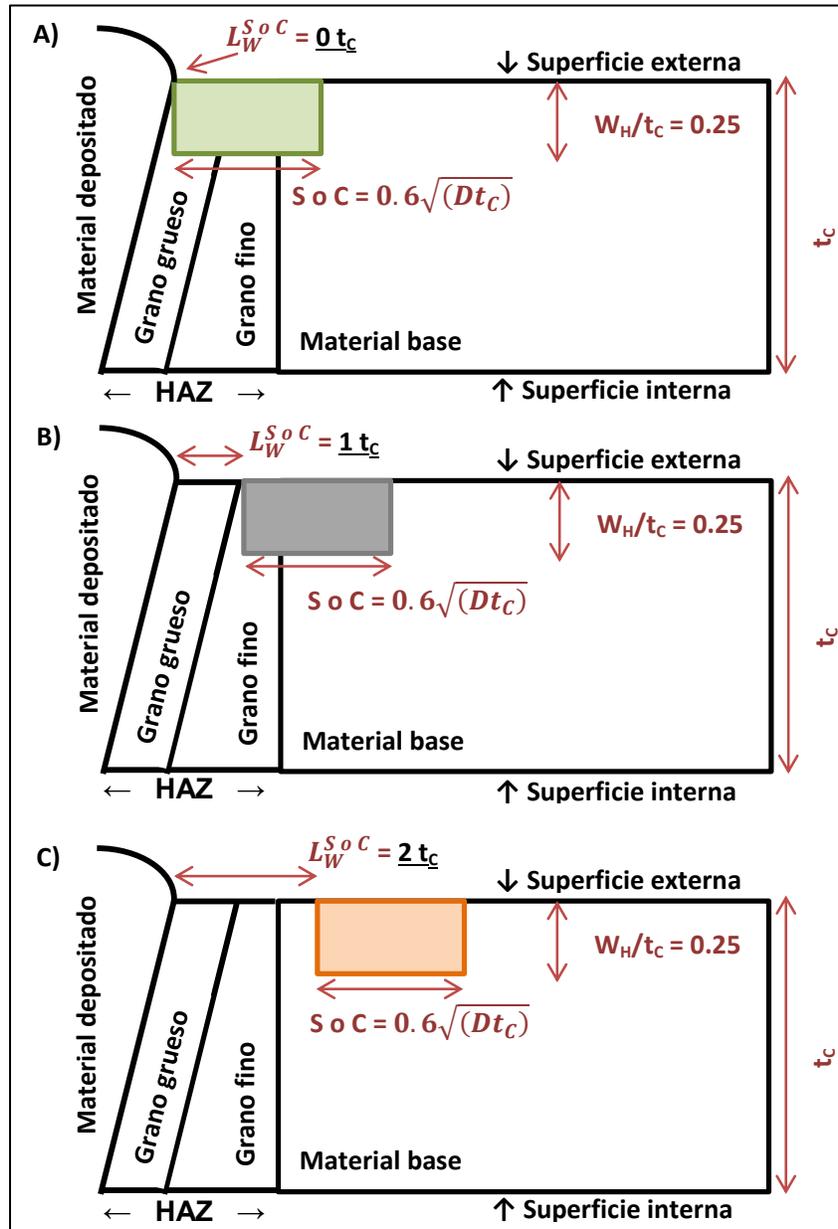


Figura 20. Ejemplo de la variación de distancia a la soldadura de una LTA cercana a una soldadura circular o longitudinal, (A) $0t_c$, (B) $1t_c$ y (C) $2t_c$.

3.3.1 Modelado de una laminación

La **Figura 21** muestra la posición relativa de una sola laminación, con respecto a la soldadura (A) circular y (B) longitudinal; donde el

volumen de afectación corresponde al primer caso de estudio de la matriz de la Tabla 4.

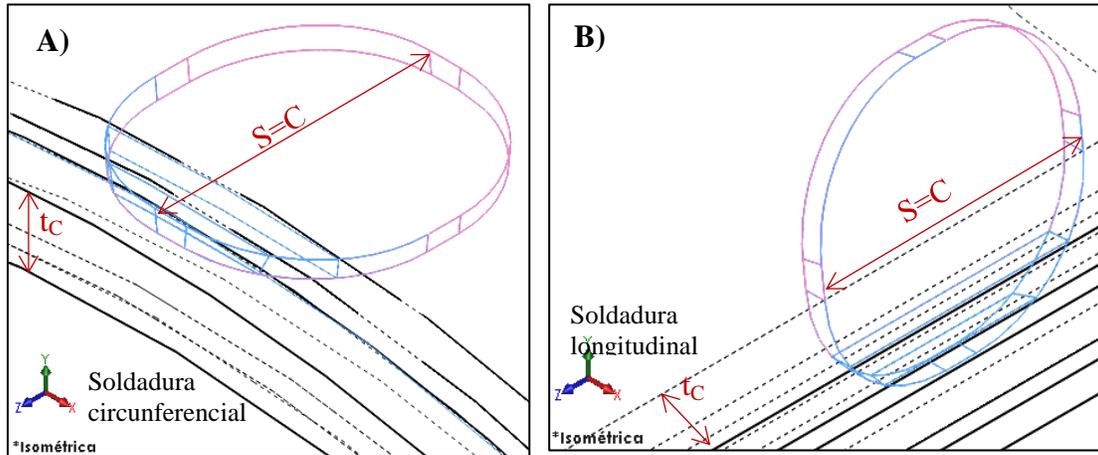


Figura 21. Esquema 3D de una laminación cercana (A) soldadura circunferencial y (B) soldadura longitudinal, con parámetros $S=0.6\sqrt{Dt_c}$, $W_H/t_c=0.25$ y $L_W^{S_0C}=0t_c$.

3.3.2 Modelado de cuatro laminaciones

La **Figura 22** muestra la posición relativa de cuatro laminaciones paralelas a la dirección de rolado, con respecto a la soldadura (A) circunferencial y (B) longitudinal; donde el volumen de afectación corresponde al primer caso de estudio de la matriz de la Tabla 4.

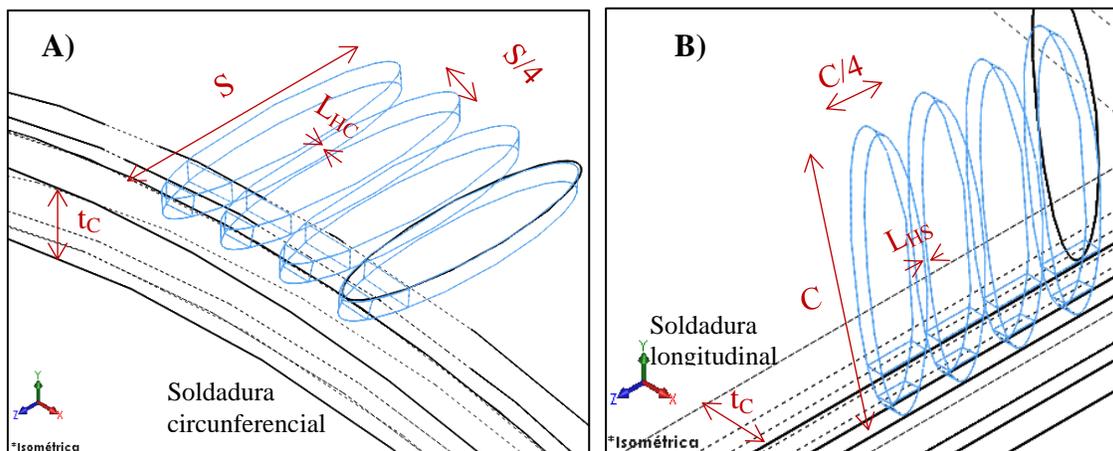


Figura 22. Esquema 3D de cuatro laminaciones cercana (A) soldadura circunferencial y (B) soldadura longitudinal, con parámetros $S=0.6\sqrt{Dt_c}$, $W_H/t_c=0.25$ y $L_W^{S_0C}=0t_c$.

3.3.3 Modelado de LTA

Finalmente, la **Figura 23**, muestra la posición relativa de un área localmente adelgazada, con respecto a la soldadura (A) circunferencial y (B) longitudinal; donde el volumen de afectación corresponde al primer caso de estudio de la matriz de la Tabla 4. Si bien, esta geometría de afectación es la empleada de manera estándar en los casos que evalúan corrosión localizada [35-37], en estos estudios tampoco se evalúa la interacción entre el defecto y la unión soldada.

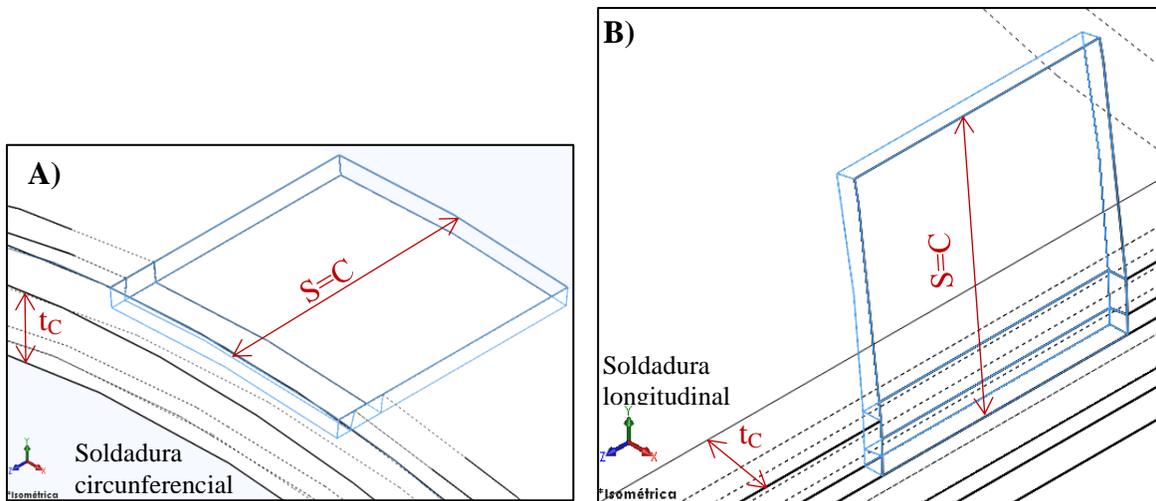


Figura 23. Esquema 3D de una LTA cercana (A) soldadura circunferencial y (B) soldadura longitudinal, con parámetros $S=0.6\sqrt{Dt_c}$, $W_H/t_c=0.25$ y $L_W^o_c=0t_c$.

3.4 Recopilación de propiedades mecánicas

En la **Etapa II**, las propiedades mecánicas usadas en las simulaciones correspondieron a un acero SAE 516 Gr 70, con variación de propiedades en la HAZ, mediante la consideración de los valores de dureza reportados en la Tabla 2; determinando de esta manera los valores esfuerzo σ_{UTS} verdadero con respecto al material base, **Tabla 5**. Los valores de cedencia (σ_{Ced}) empleados en la HAZ fueron obtenidos en función de los valores de σ_{UTS} de cada material empleado.

Tabla 5. Propiedades mecánicas del acero SAE 516 Gr 70 y HAZ empleados en las simulaciones.

	Material Base	HAZ Grano grueso	HAZ Grano fino	Material depositado
σ_{Ced} (MPa)	376	391	576	580
σ_{UTS} (MPa)	620	668	732	750
K	1132.74	1334.61	2535.12	3272.79
n	0.4137	0.4853	0.9254	0.9716

La **Figura 24** muestra las curvas esfuerzo-deformación verdaderas, de donde fueron obtenidas las propiedades mecánicas empleadas en el programa de MEF, de acuerdo a la Tabla 5.

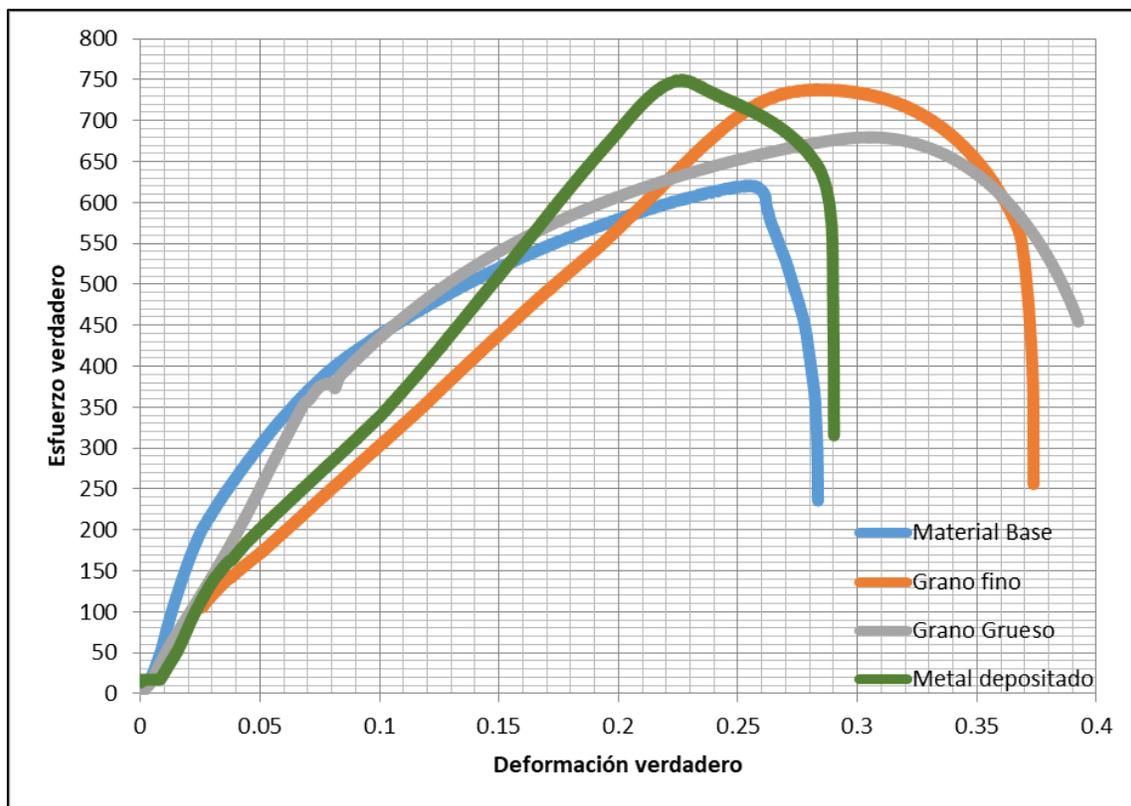


Figura 24. Curvas Esfuerzo vs. Deformación verdadero del material depositado, la HAZ y el material base.

3.5 Simulaciones MEF no lineal

A partir de los modelos construidos, descritos en la matriz experimental, se realizaron simulaciones no lineales para conocer el estado de esfuerzos de Von Mises, por medio del método de los elementos finitos, generados por la presencia de los defectos y su interacción con la unión soldada

La **Figura 25** muestra las condiciones generales empleadas en todos los casos de simulación. Donde la presión aplicada es normal a la superficie interna del recipiente, existen dos soportes uno sobre la superficie del anillo del recipiente, que limita los desplazamientos longitudinales (Z), permitiendo únicamente la expansión radial del cilindro a presión y otro en la base del recipiente que restringe todo el movimiento.

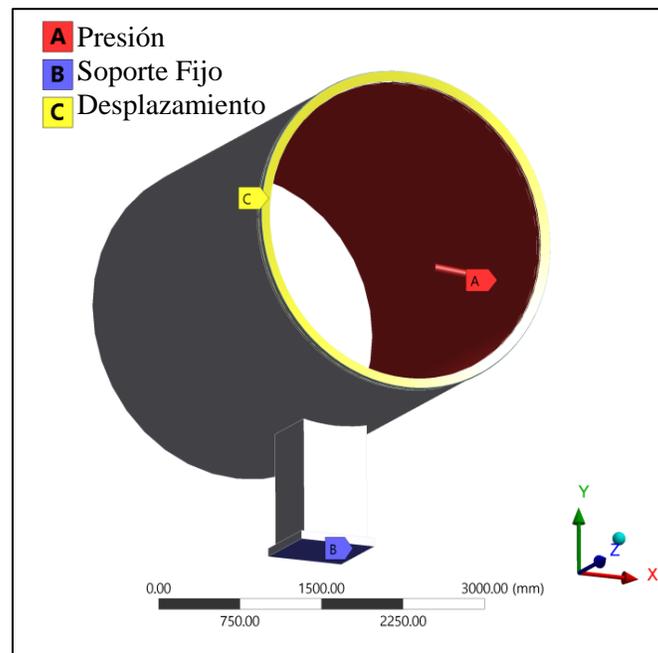


Figura 25. Condiciones de simulación.

El mallado empleado para la simulación contó de tetraedros en todo el cuerpo, con dimensiones de 5 a 127 mm, y con una transición suave de la zona del cordón de soldadura al resto del cilindro. Estos parámetros permitieron obtener una asimetría menor a 0.25, generando 793359

elementos y 154083 nodos. Estas condiciones aseguraron la obtención de resultados confiables en todas las simulaciones realizadas.

3.6 Criterio de evaluación

La **Etapa III** empleó el valor del esfuerzo de flujo (σ_F) [1], para determinar el límite de falla del cilindro a presión en cada uno de los casos considerados en las 164 simulaciones realizadas. Este valor, corresponde al promedio del esfuerzo último de tensión (UTS) y el esfuerzo de cedencia (σ_{Ced}), ambos ingenieriles, como se muestra en la **Ecuación (19)** [1].

$$\sigma_F = \frac{\sigma_{Ced} + UTS}{2} \quad (19)$$

Así, en función del esfuerzo de flujo se propone el criterio de falla, mediante la relación paramétrica mostrada en la **Ecuación (20)**. De esta manera, cuando el valor de esfuerzo de Von Mises, obtenido de las simulaciones ($\sigma_{V.M}$), es igual al valor del esfuerzo de flujo, se alcanza el límite de falla.

$$\sigma_{V.M} / \sigma_F = 1 \quad (20)$$

Los esfuerzos en el ligamento entre la unión soldada y el defecto, se calcularon promediando los esfuerzos entre la punta del defecto y el límite de la HAZ.

3.7 Parámetros de análisis de laminaciones

Finalmente, en la **Etapa IV**, empleando los valores de presión de falla de todos los casos simulados, se construyeron histogramas y gráficas. Siendo los histogramas creados para la comparación de las distintas extensiones del defecto en ambas soldaduras, para cada defecto simulado, en sus diferentes distancias a la soldadura. Por otro lado, se emplearon las gráficas del factor

de resistencia remanente (por sus siglas en inglés, RSF, basado en la (ecuación 6 y 8) contra W_H/t_C , el cual representa el área con laminaciones dentro del espesor, o bien el área de afectación para la LTA en el espesor.

El cálculo del RSF de API 579-1/ASME FFS1 posee un factor de interacción de laminaciones (L_R) en su ecuación 6, el cual para la mayoría de los defectos modelados en este trabajo tendía a cero, al no existir interacción de laminaciones. Únicamente, el evento de cuatro laminaciones con soldadura longitudinal, se empleó este valor, de acuerdo a API 579-1/ASME FFS-1 2016, únicamente se evalúa interacción de laminaciones en dirección longitudinal.

El cálculo de la constante L_R , empleó el valor de L_{HS} (ecuación 7), el cual corresponde, como se observó en la Figura 4, a la distancia entre laminaciones en la dirección longitudinal. Las distancias L_{HS} modeladas, se muestran en la **Tabla 6**.

Tabla 6. Valores de L_{HS} y L_R para el cálculo de RSF de la condición de cuatro laminaciones en soldadura longitudinal.

Dimensión del defecto	L_{HS}	L_R
$0.6\sqrt{(Dt_C)}$ (28.8 cm)	0.0488 tc (4.1 mm)	0.0244 tc (2 mm)
$5[0.6\sqrt{(Dt_C)}]$ (143.9 cm)	0.1833 tc (15.4 mm)	0.0916 tc (7.7 mm)
$10[0.6\sqrt{(Dt_C)}]$ (287.9 cm)	0.3214 tc (27 mm)	0.1607 tc (13.5 mm)

Capítulo III: Resultados

4.1 Cálculos de esfuerzos de modelos sin laminaciones

Mediante la ecuación 19, el cálculo del esfuerzo de flujo es de 370 MPa para el acero SAE 516 Gr 70, que posee un UTS de 480 MPa y un σ_{Ced} de 260 MPa. Así, tomando el esfuerzo de flujo calculado y los esfuerzos de Von Mises generados en las simulaciones, de los cilindros sin defectos, con soldadura circunferencial (**Figura 26**) y longitudinal (**Figura 27**), se obtuvieron los valores de presión de falla de referencia (L_{UC} , ecuación 8).

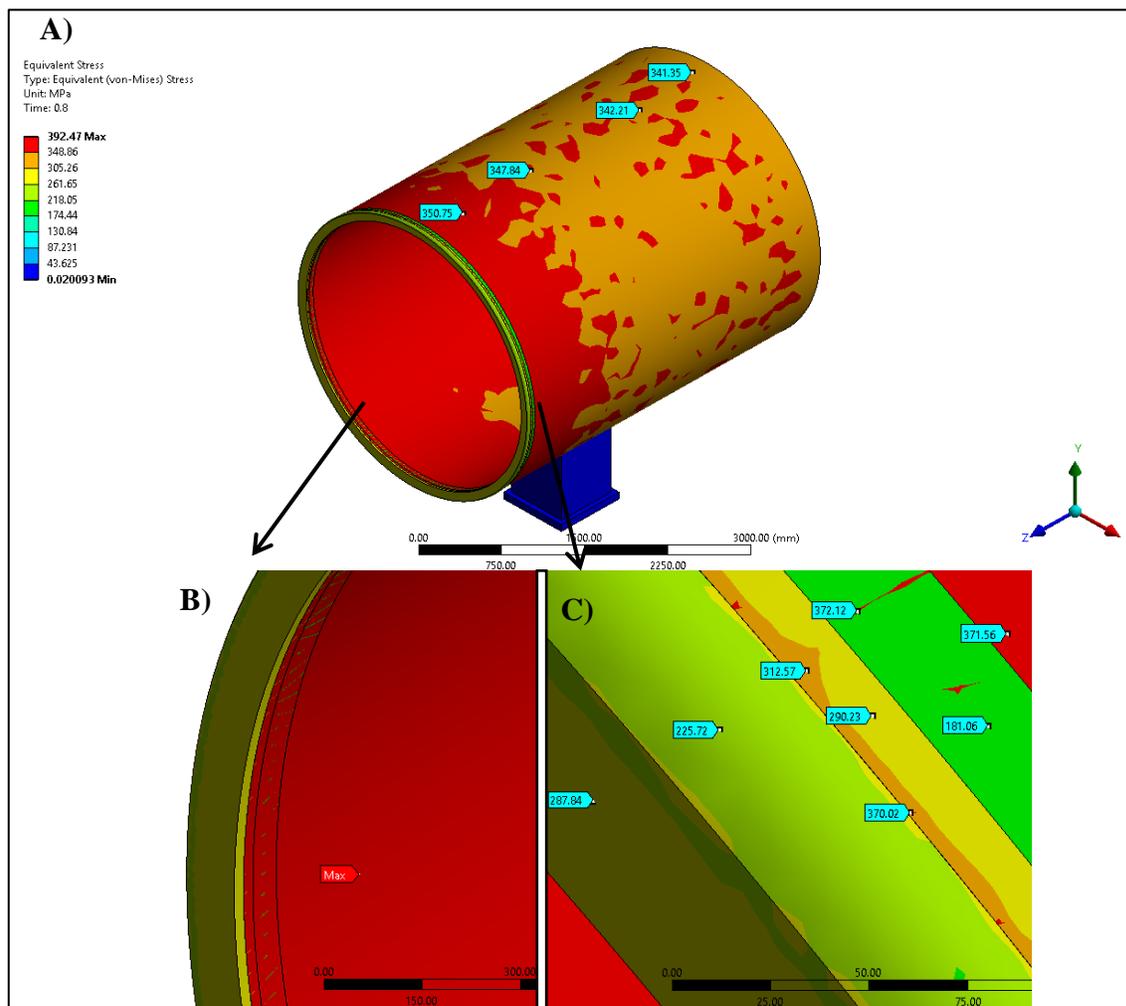


Figura 26. Simulación de un cilindro con presión interna con soldadura circunferencial sin laminaciones, A) componente completo, B) parte interna del componente, y C) región externa del cordón de soldadura.

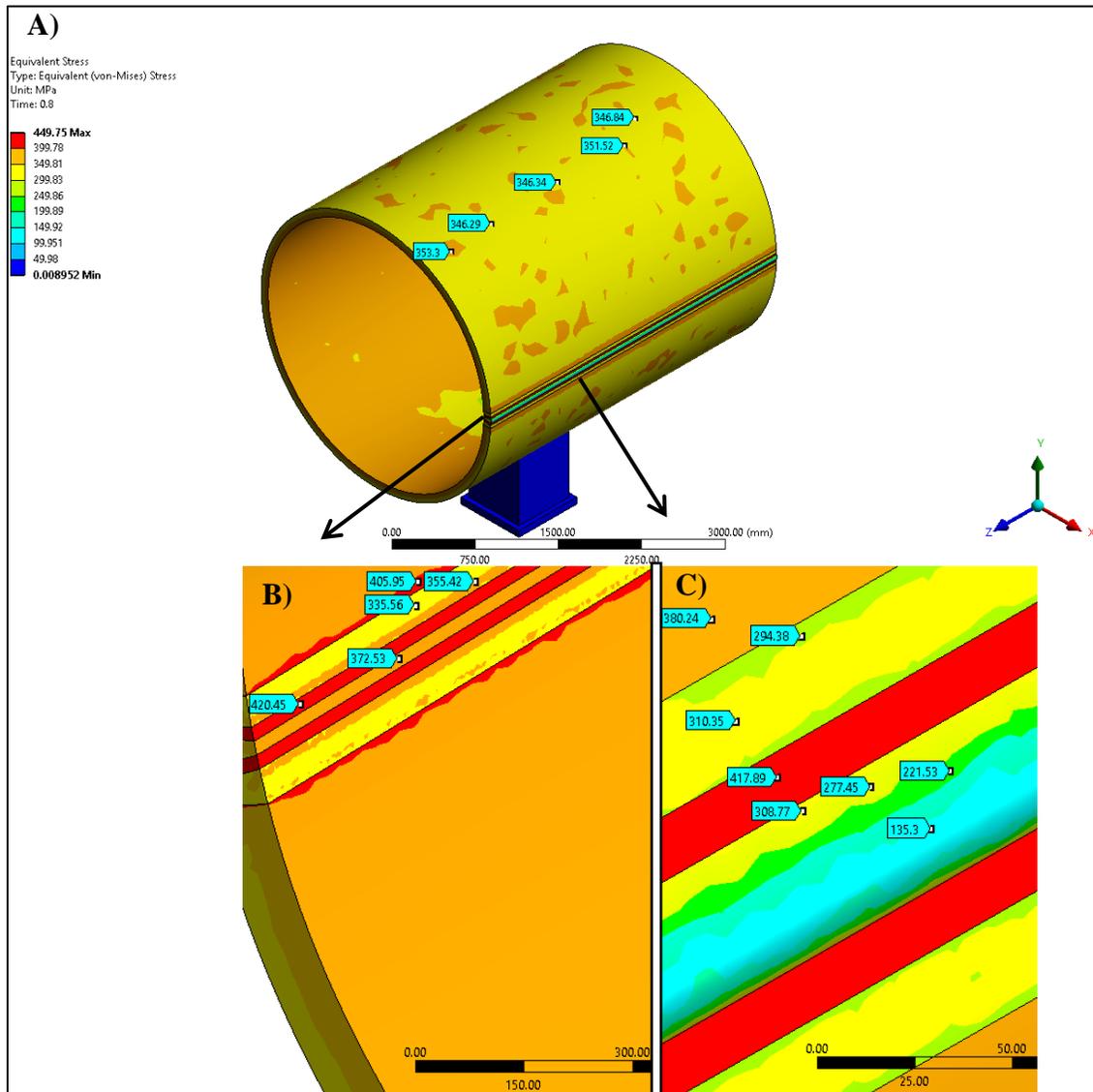


Figura 27. Simulación de un cilindro con presión interna con soldadura longitudinal sin laminaciones, A) componente completo, B) parte interna del componente, y C) región externa del cordón de soldadura.

4.2 Cálculos de esfuerzos de modelos con laminaciones y LTA

La **Figura 28** muestra las regiones donde se obtuvieron los valores de esfuerzos del ligamento a través del espesor, en las simulaciones con defectos tipo LTA, la diferencia con las simulaciones de laminaciones es el espesor superior de $0.046t_c$. Los valores reportados en ambos casos corresponden a las mismas regiones.

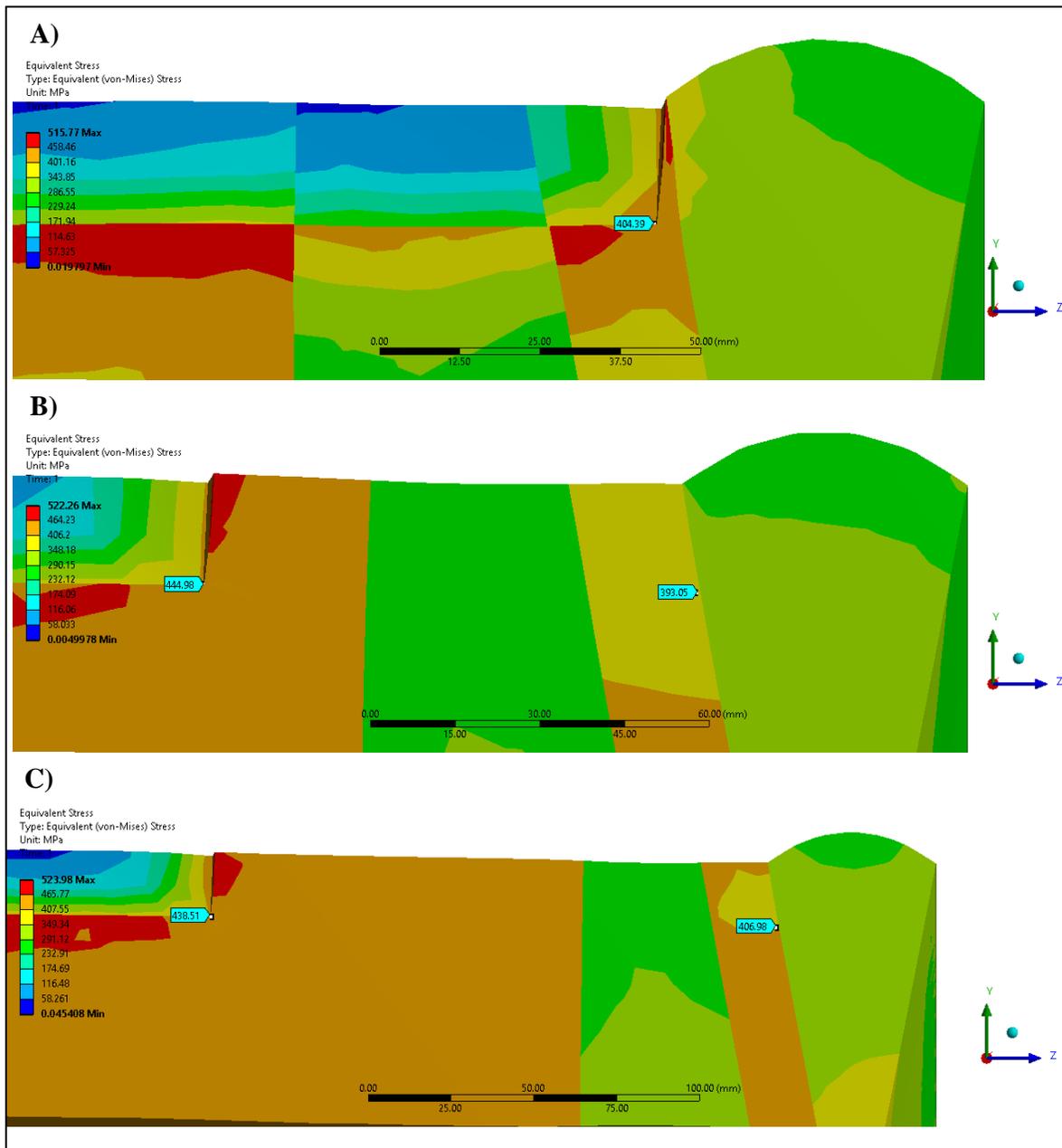


Figura 28. Indicaciones de esfuerzos reportados en el ligamento de un cilindro a presión con defecto contenido en el espesor, en soldadura longitudinal, A) distancia 0tc, B) distancia 1tc y C) distancia 2tc.

La presión de falla de los cilindros con defectos, se obtuvieron cuando el valor promedio de los esfuerzos obtenidos en el ligamento entre la unión soldada y la base del defecto alcanzaron el esfuerzo de flujo.

4.3 Simulaciones con soldadura circunferencial

4.3.1 Cilindro sin laminaciones

La **Figura 29** muestra en color azul, el comportamiento de los esfuerzos con el incremento de la presión aplicada, en el cilindro sin laminaciones con soldadura circunferencial, y la línea roja, indica el límite de falla, y su respectiva presión de falla.

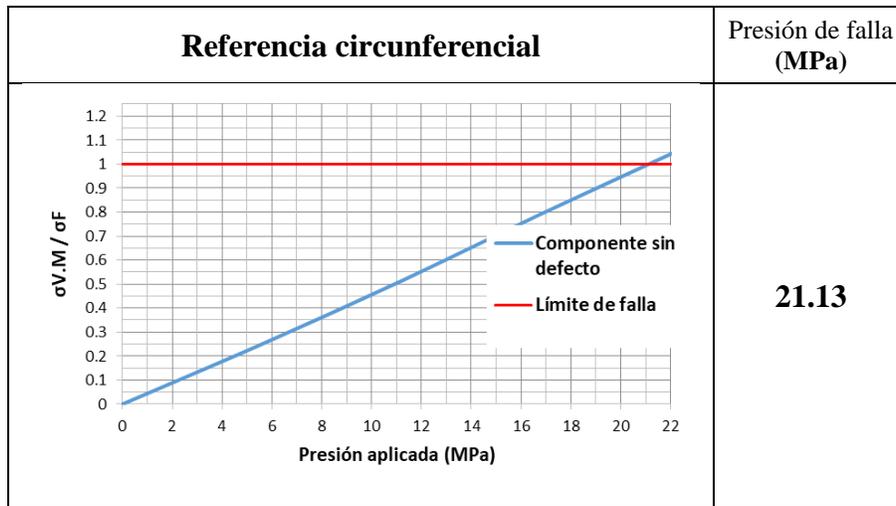


Figura 29. Gráfica de relación de esfuerzos contra presión aplicada, de un cilindro a presión con soldadura circunferencial.

4.3.2 Una laminación

Las **Figuras 30-32** muestran las curvas del comportamiento de la relación de esfuerzos obtenidos contra la presión aplicada a partir del incremento en profundidad del defecto en el espesor, para una laminación contenida en el espesor con dimensiones de $0.6\sqrt{(Dt_c)}$ a $10[0.6\sqrt{(Dt_c)}]$, próximas a una soldadura circunferencial, a distancias de $0t_c$ a $2t_c$, y sus respectivas presiones de falla para cada evento.

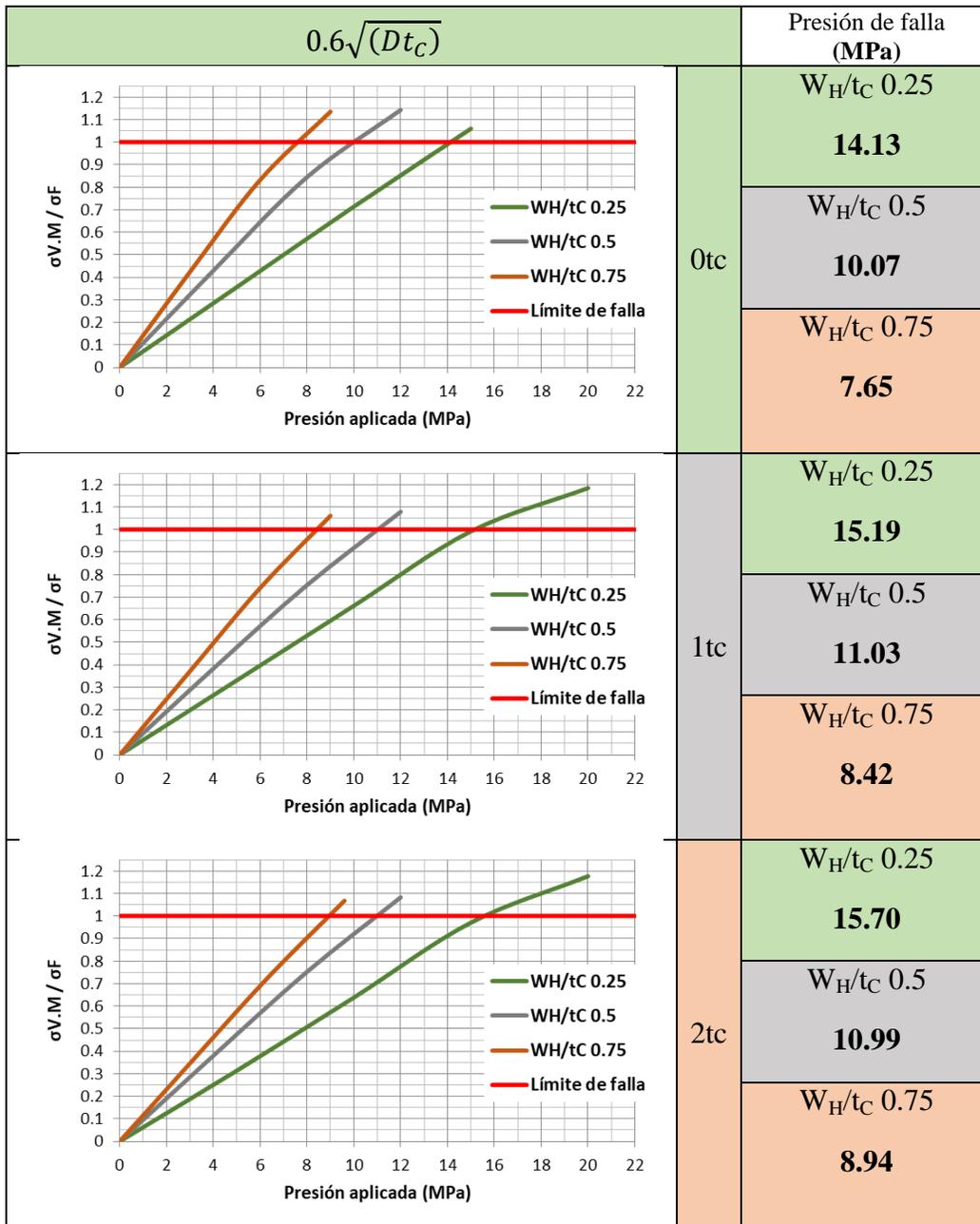


Figura 30. Gráfica de relación de esfuerzos contra presión aplicada, de un cilindro a presión con una laminación de dimensión $0.6\sqrt{(Dt_c)}$ en el espesor, próxima en soldadura circunferencial.

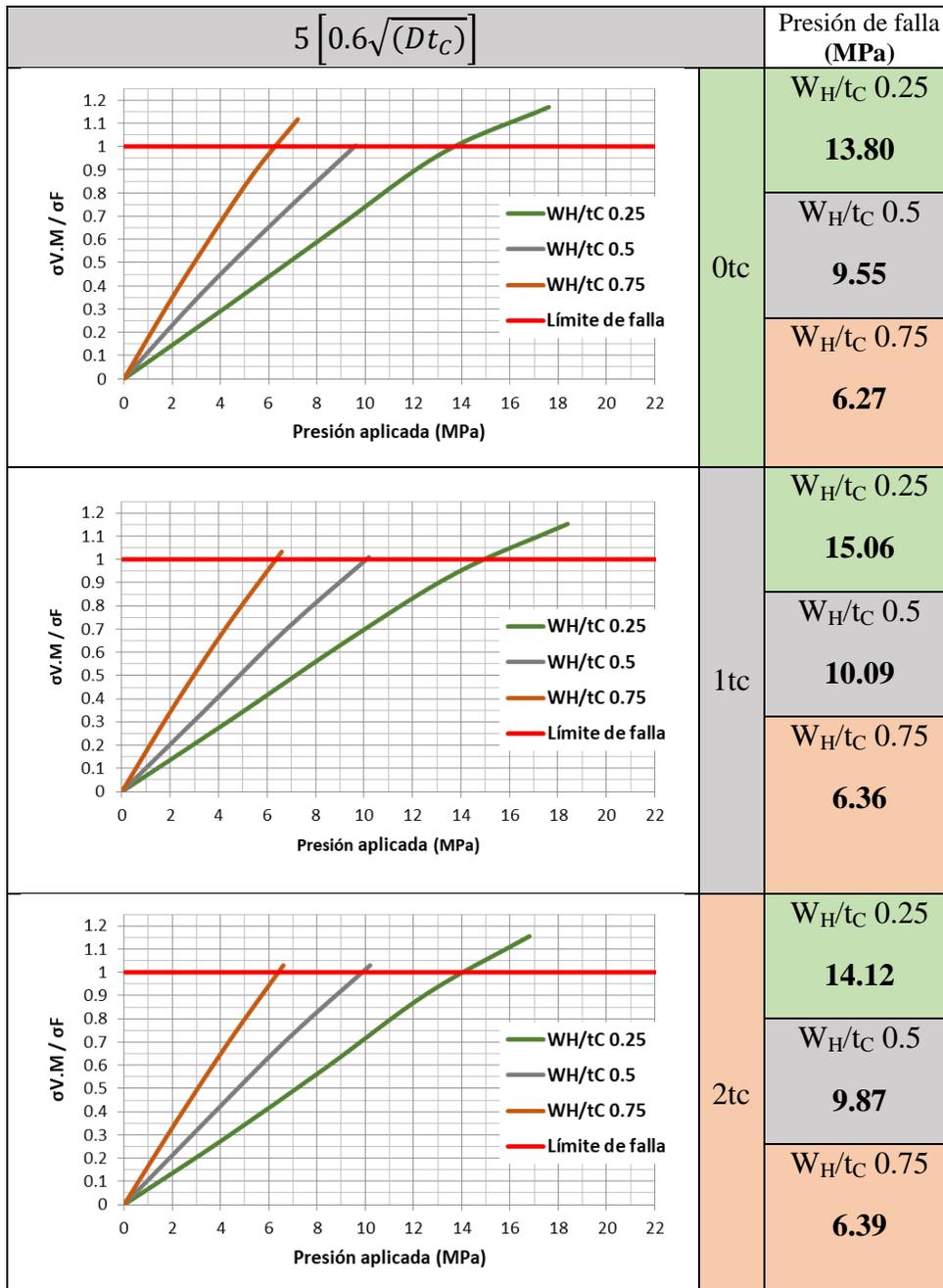


Figura 31. Gráfica de relación de esfuerzos contra presión aplicada, de un cilindro a presión con una laminación de dimensión $5[0.6\sqrt{(Dt_c)}]$ en el espesor, próxima en soldadura circunferencial.

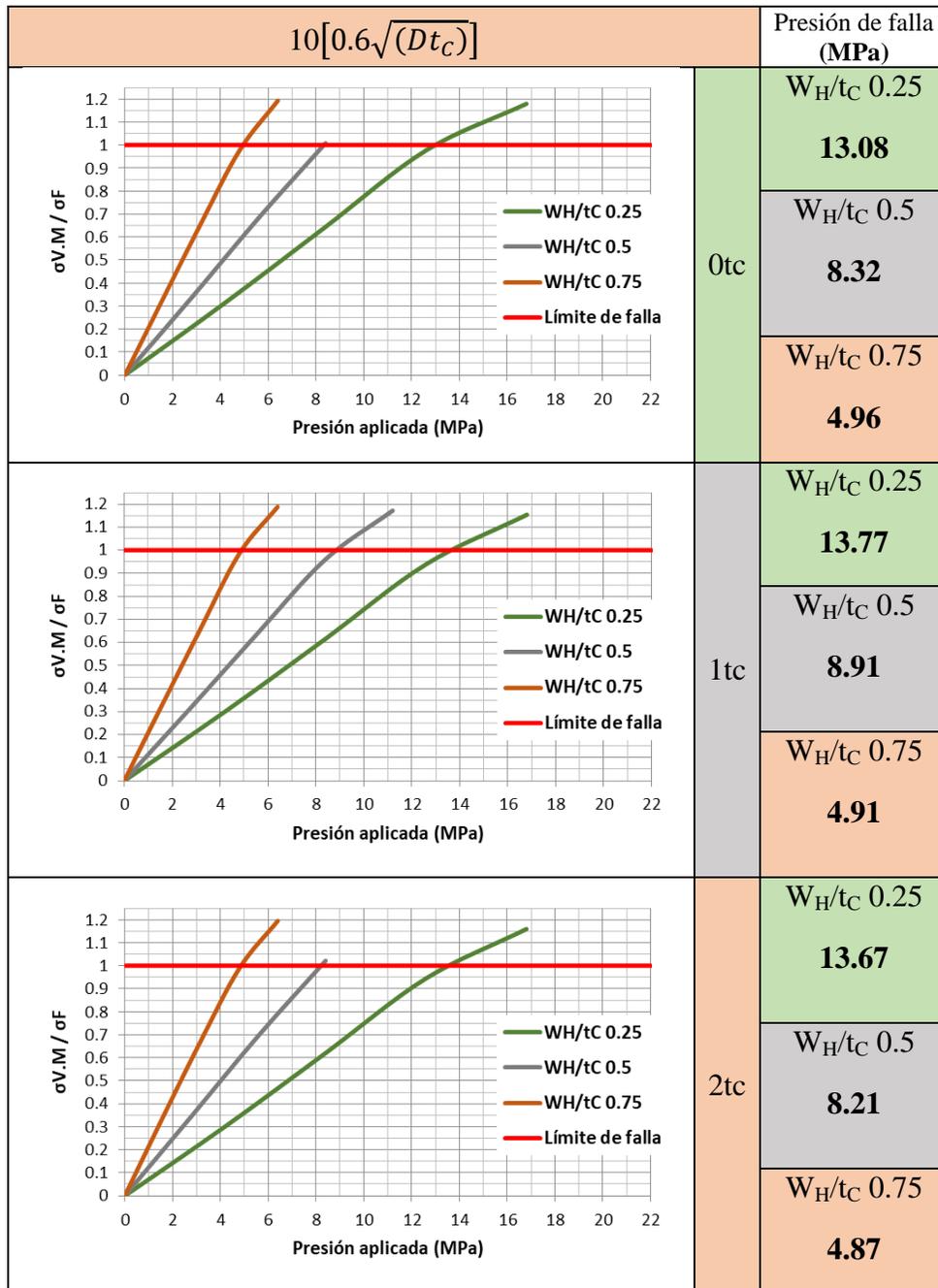


Figura 32. Gráfica de relación de esfuerzos contra presión aplicada, de un cilindro a presión con una laminación de dimensión $10[0.6\sqrt{(Dt_c)}]$ en el espesor, próxima en soldadura circunferencial.

4.3.3 Cuatro laminaciones

Las Figuras 33-35 muestran las curvas del comportamiento de la relación de esfuerzos obtenidos contra la presión aplicada a partir del incremento en profundidad del defecto en el espesor, para cuatro laminaciones contenidas

en el espesor con dimensiones de $0.6\sqrt{Dt_c}$ a $10[0.6\sqrt{Dt_c}]$, próximas a una soldadura circunferencial, a distancias de $0t_c$ a $2t_c$, y sus respectivas presiones de falla para cada evento.

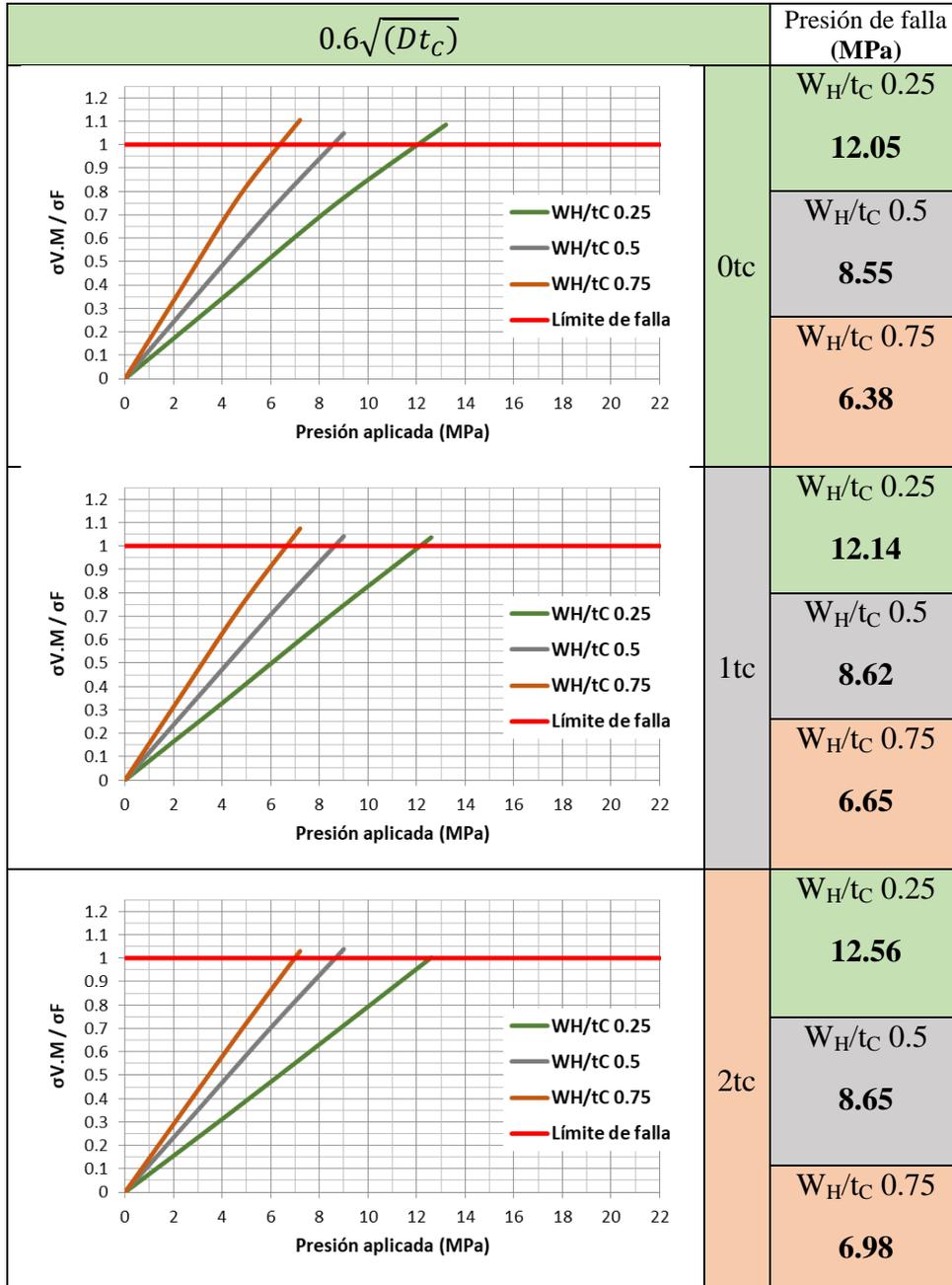


Figura 33. Gráfica de relación de esfuerzos contra presión aplicada, de un cilindro a presión con cuatro laminaciones de dimensión $0.6\sqrt{Dt_c}$ en el espesor, próxima en soldadura circunferencial.

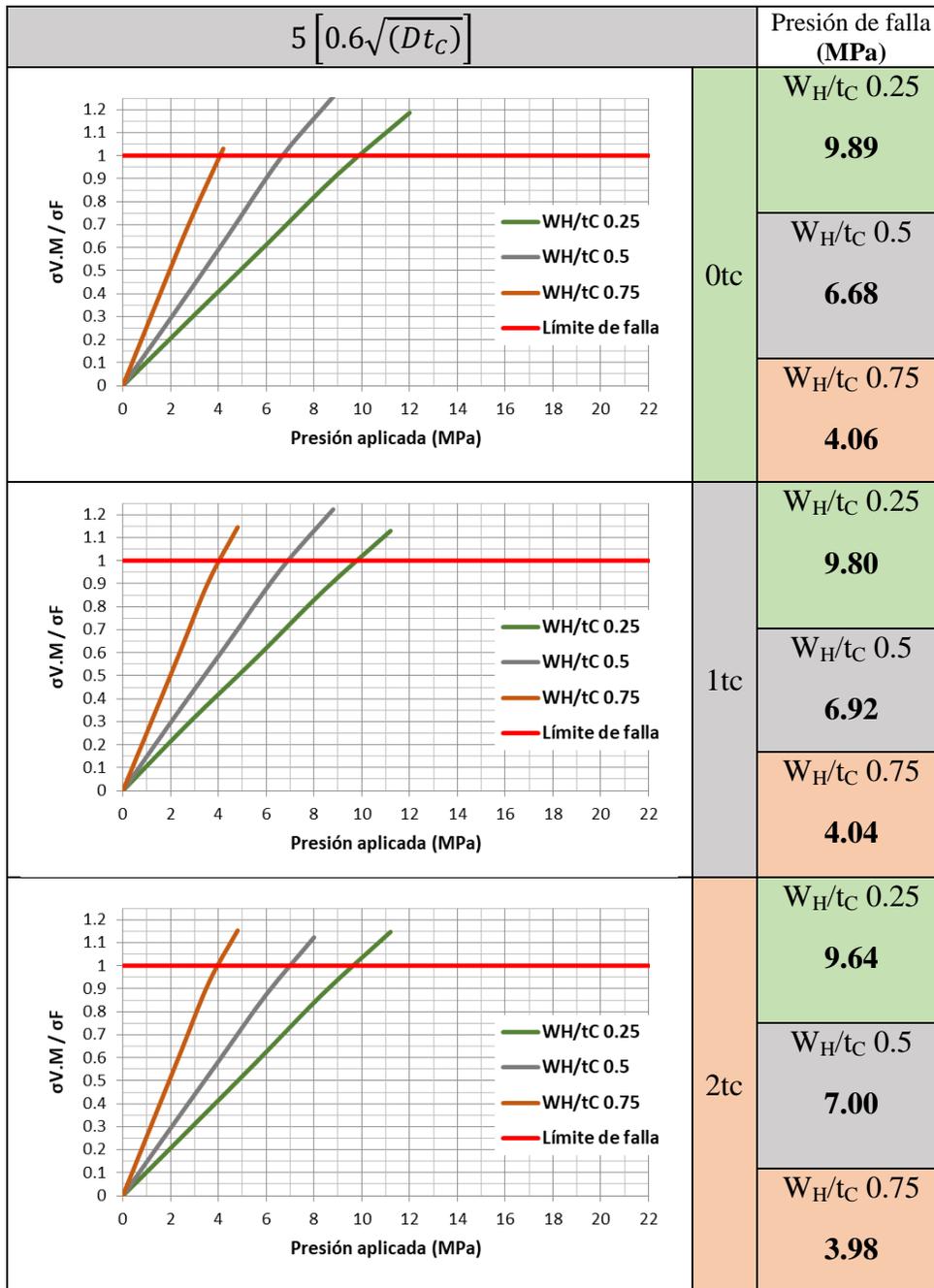


Figura 34. Gráfica de relación de esfuerzos contra presión aplicada, de un cilindro a presión con cuatro laminaciones de dimensión $5[0.6\sqrt{(Dt_c)}]$ en el espesor, próxima en soldadura circunferencial.

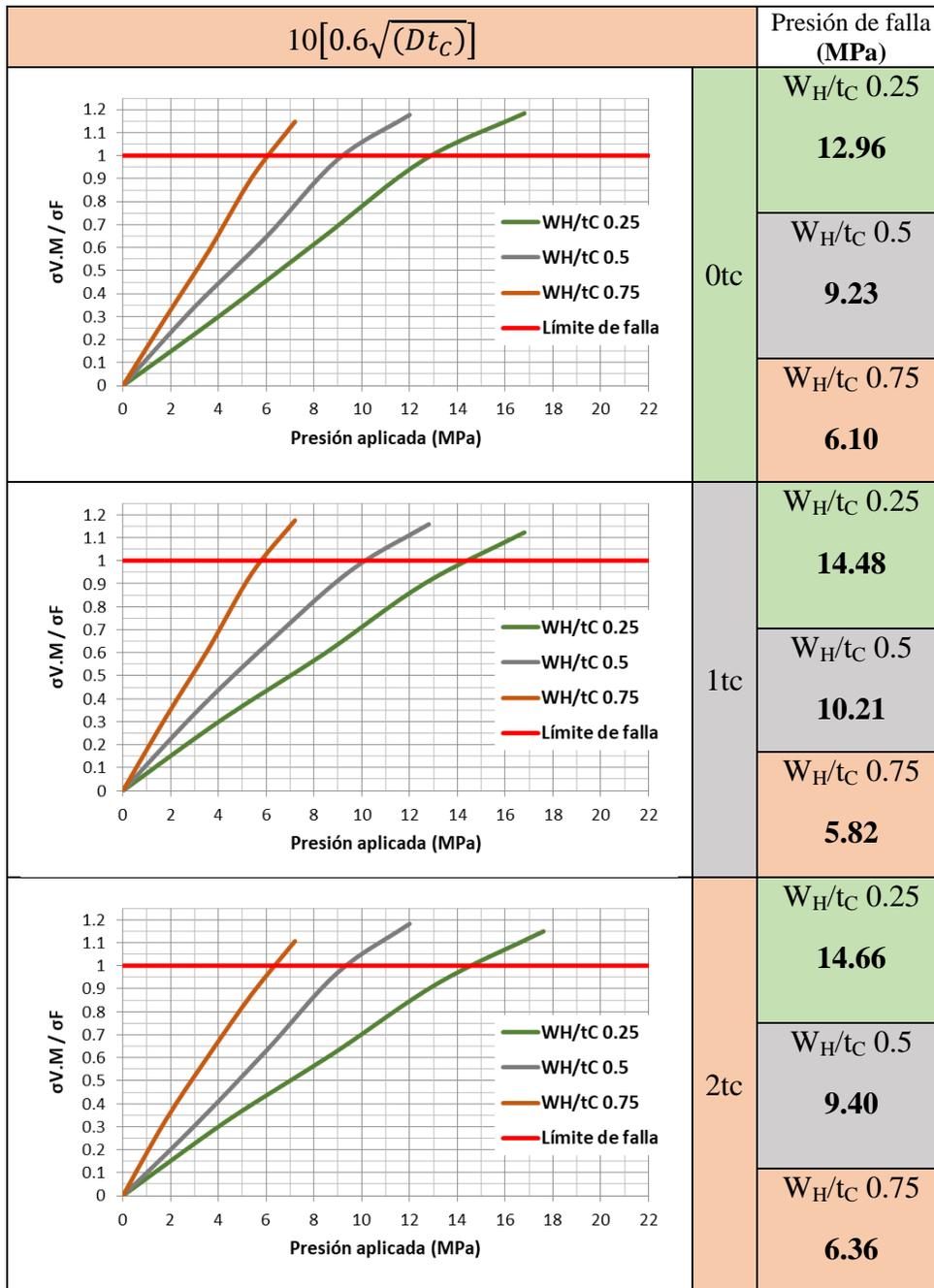


Figura 35. Gráfica de relación de esfuerzos contra presión aplicada, de un cilindro a presión con cuatro laminaciones de dimensión $10[0.6\sqrt{(Dt_c)}]$ en el espesor, próxima en soldadura circunferencial.

4.3.4 LTA

Las Figuras 36-38 muestran las curvas del comportamiento de la relación de esfuerzos obtenidos contra la presión aplicada a partir del incremento en profundidad del defecto en el espesor, para un área localmente adelgazada

contenida en el espesor con dimensiones de $0.6\sqrt{(Dt_c)}$ a $10[0.6\sqrt{(Dt_c)}]$, próximas a una soldadura circunferencial, a distancias de $0t_c$ a $2t_c$, y sus respectivas presiones de falla para cada evento.

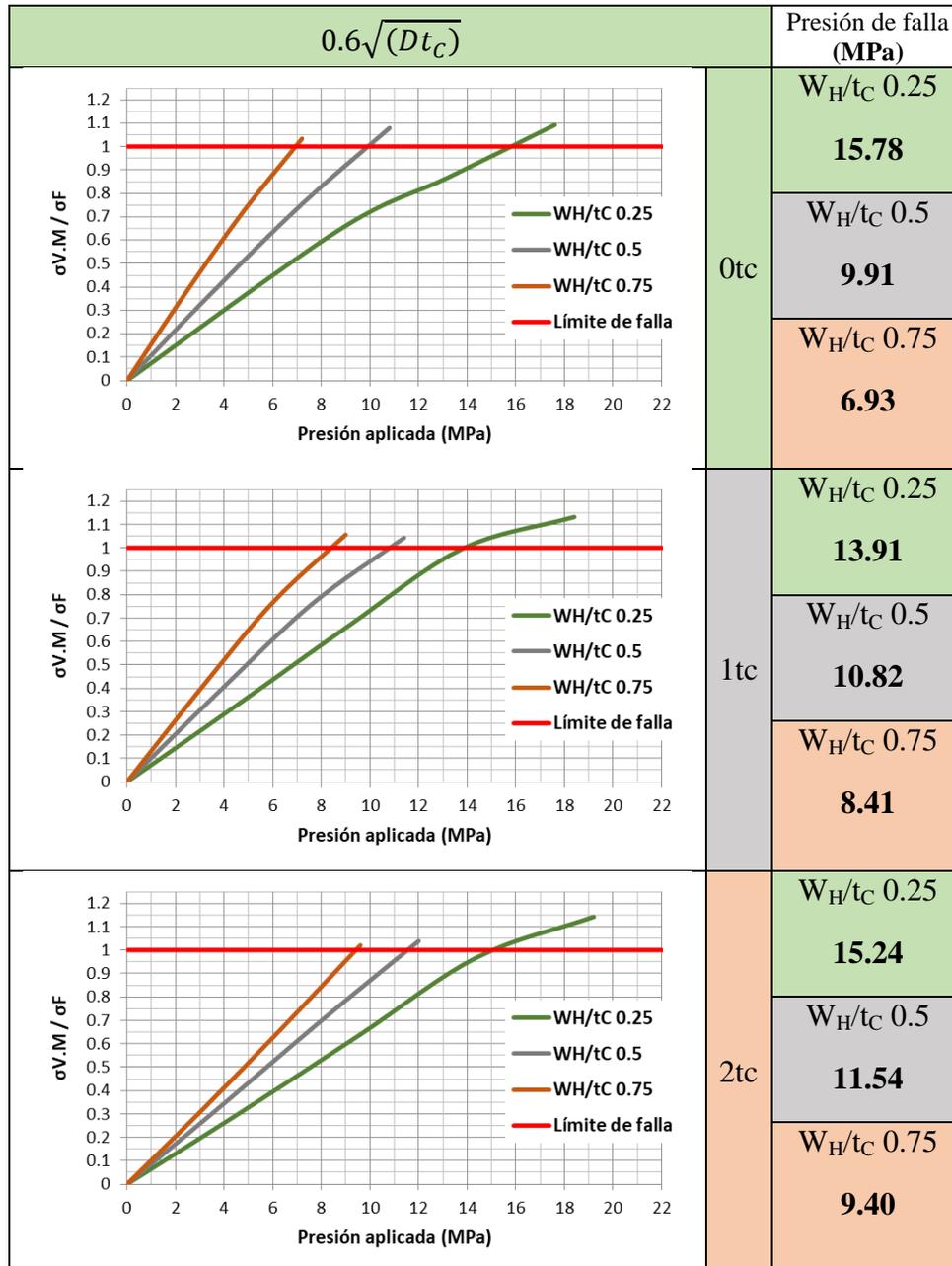


Figura 36. Gráfica de relación de esfuerzos contra presión aplicada, de un cilindro a presión con un área localmente adelgazada de dimensión $0.6\sqrt{(Dt_c)}$ en el espesor, próxima en soldadura circunferencial.

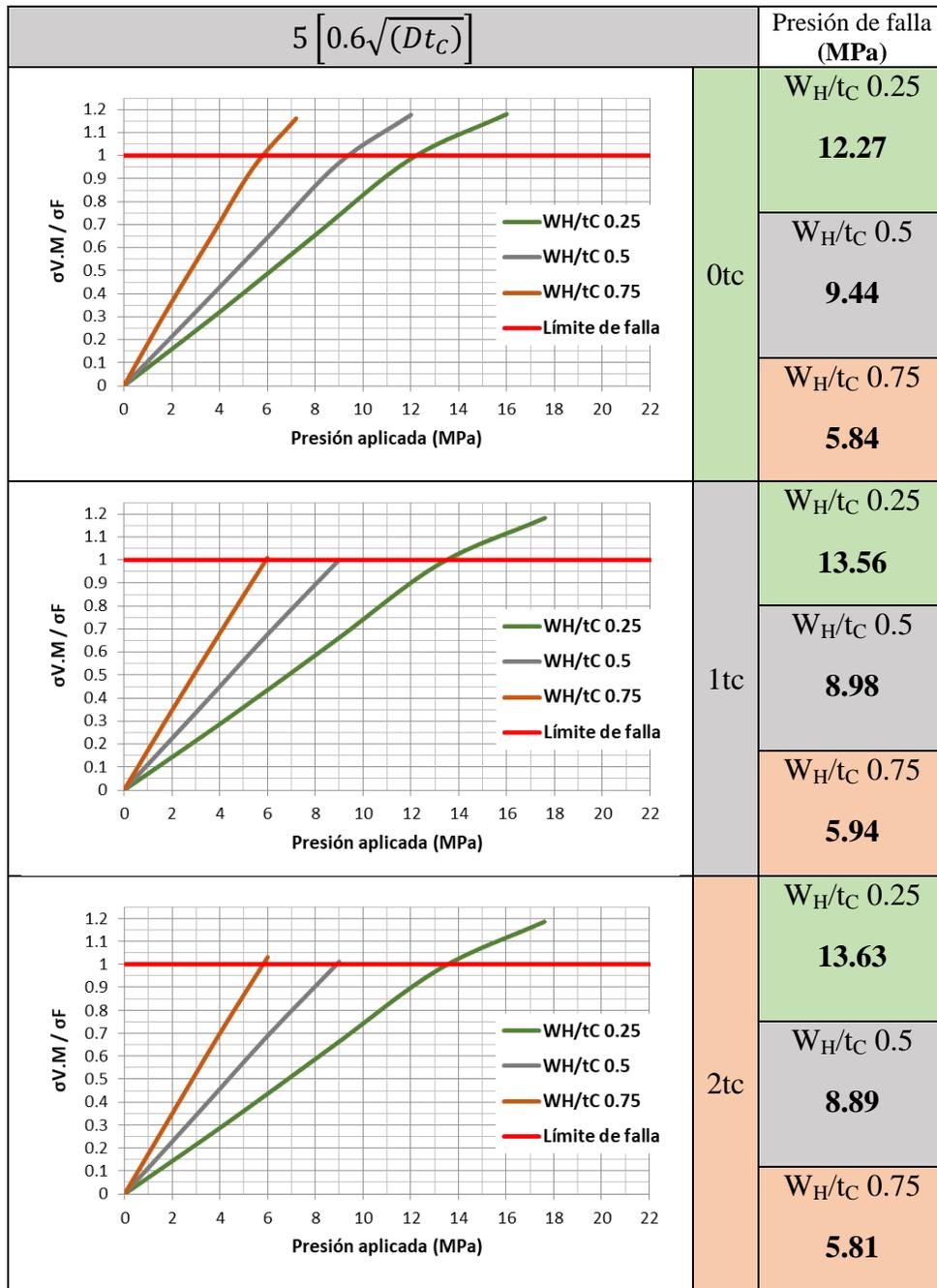


Figura 37. Gráfica de relación de esfuerzos contra presión aplicada, de un cilindro a presión con un área localmente adelgazada de dimensión $5[0.6\sqrt{(Dt_c)}]$ en el espesor, próxima en soldadura circunferencial.

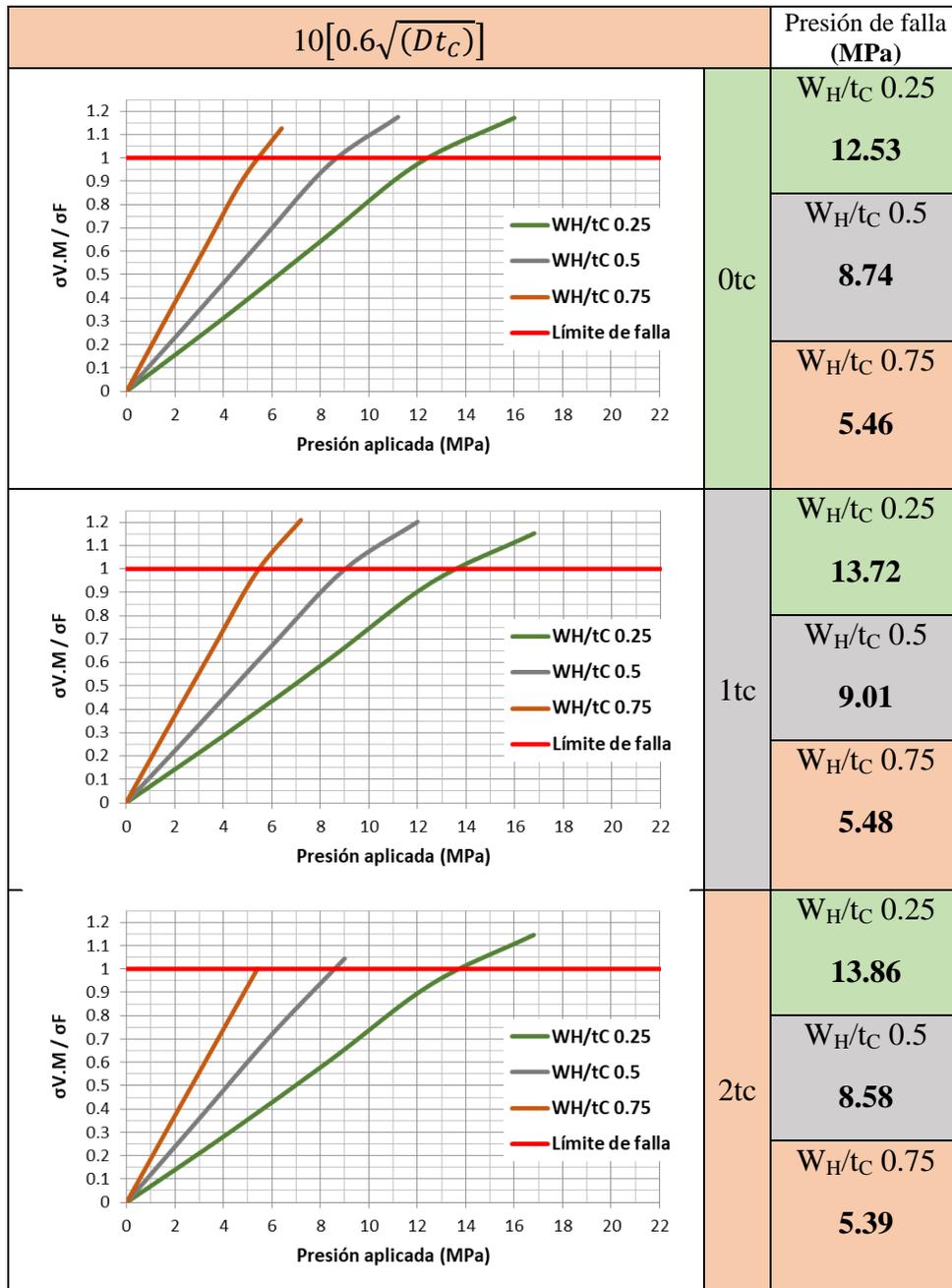


Figura 38. Gráfica de relación de esfuerzos contra presión aplicada, de un cilindro a presión con un área localmente adelgazada de dimensión $10[0.6\sqrt{(Dt_c)}]$ en el espesor, próxima en soldadura circunferencial.

4.4 Simulaciones con soldadura longitudinal

4.4.1 Cilindro sin laminaciones

La **Figura 39** muestra en color azul, el comportamiento de los esfuerzos con el incremento de la presión aplicada, en el cilindro sin laminaciones con soldadura longitudinal, y la línea roja, indica el límite de falla, y su respectiva presión de falla.

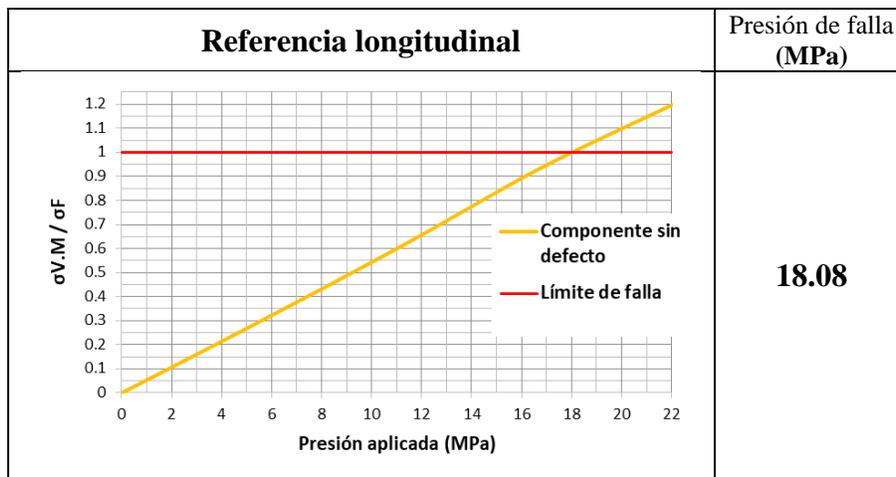


Figura 39. Gráfica de relación de esfuerzos contra presión aplicada, de un cilindro a presión con soldadura longitudinal.

4.4.2 Una laminación

Las **Figuras 40-42** muestran las curvas del comportamiento de la relación de esfuerzos obtenidos contra la presión aplicada a partir del incremento en profundidad del defecto en el espesor, para una laminación contenida en el espesor con dimensiones de $0.6\sqrt{(Dt_c)}$ a $10[0.6\sqrt{(Dt_c)}]$, próximas a una soldadura longitudinal, a distancias de $0t_c$ a $2t_c$, y sus respectivas presiones de falla para cada evento.

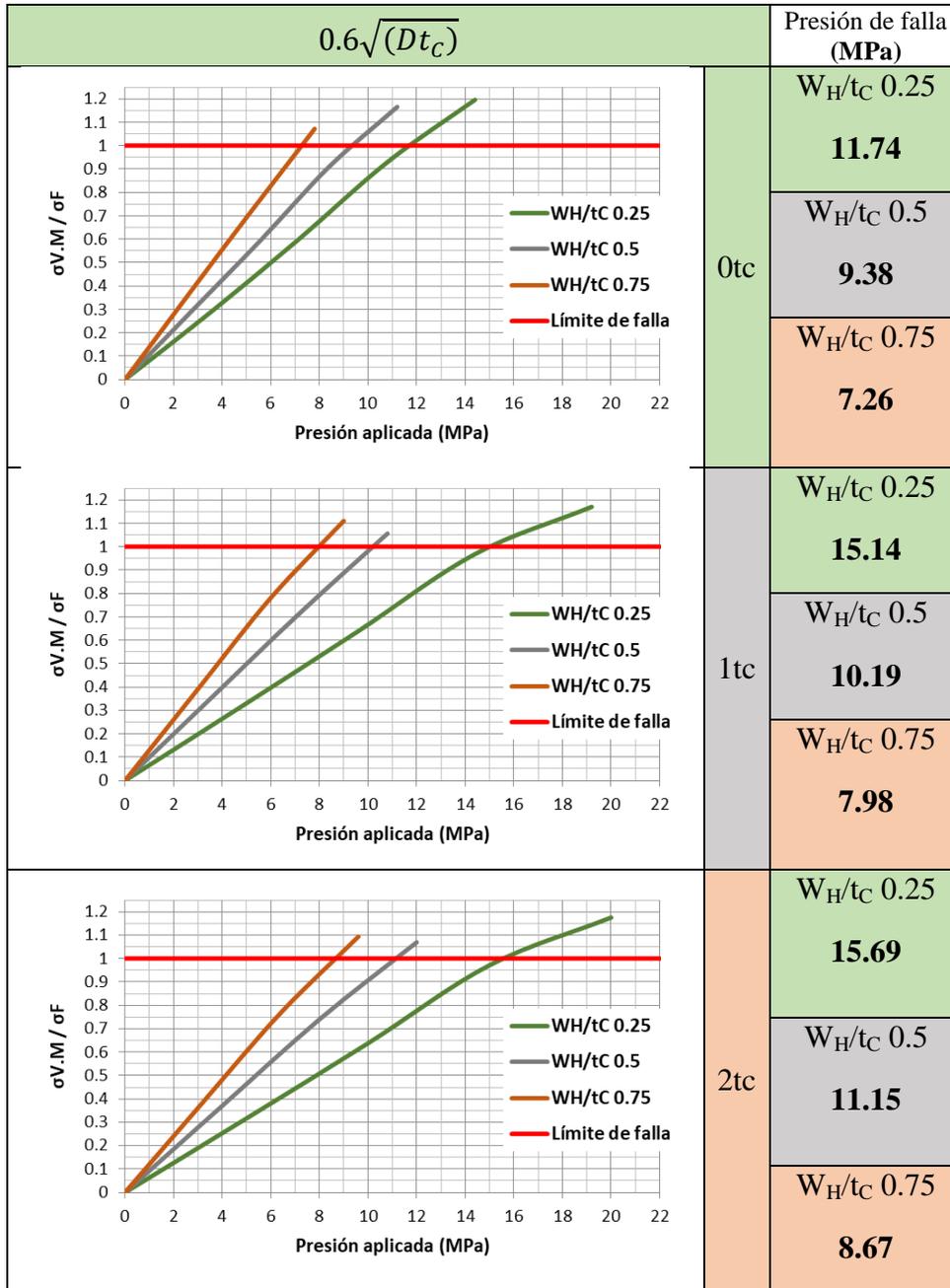


Figura 40. Gráfica de relación de esfuerzos contra presión aplicada, de un cilindro a presión con una laminación de dimensión $0.6\sqrt{(Dt_c)}$ en el espesor, próxima en soldadura longitudinal.

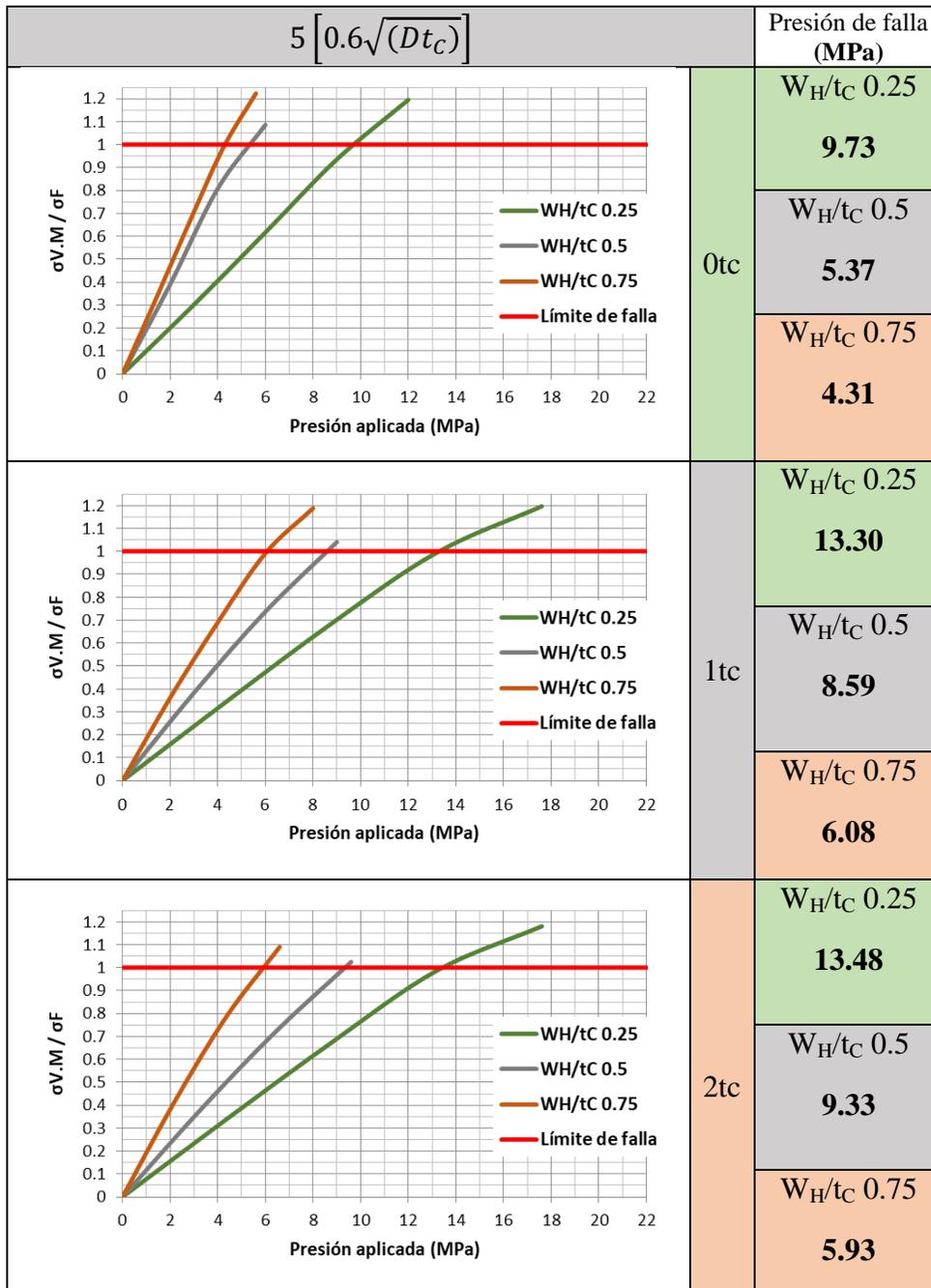


Figura 41. Gráfica de relación de esfuerzos contra presión aplicada, de un cilindro a presión con una laminación de dimensión $5[0.6\sqrt{(Dt_c)}]$ en el espesor, próxima en soldadura longitudinal.

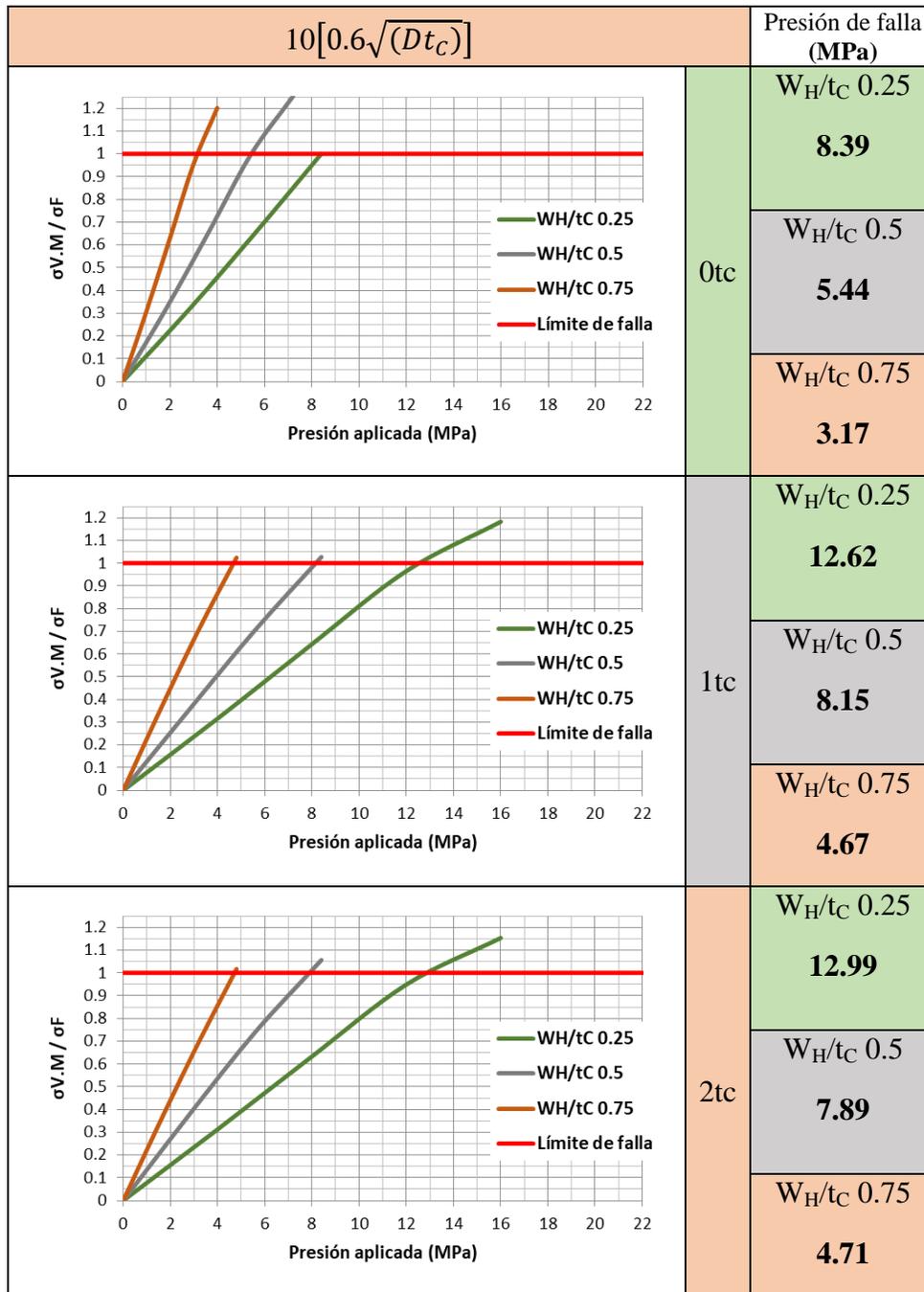


Figura 42. Gráfica de relación de esfuerzos contra presión aplicada, de un cilindro a presión con una laminación de dimensión $10[0.6\sqrt{(Dt_c)}]$ en el espesor, próxima en soldadura longitudinal.

4.4.3 Cuatro laminaciones

Las Figuras 43-45 muestran las curvas del comportamiento de la relación de esfuerzos obtenidos contra la presión aplicada a partir del incremento en

profundidad del defecto en el espesor, para cuatro laminaciones contenidas en el espesor con dimensiones de $0.6\sqrt{Dt_c}$ a $10[0.6\sqrt{Dt_c}]$, próximas a una soldadura longitudinal, a distancias de $0t_c$ a $2t_c$, y sus respectivas presiones de falla para cada evento.

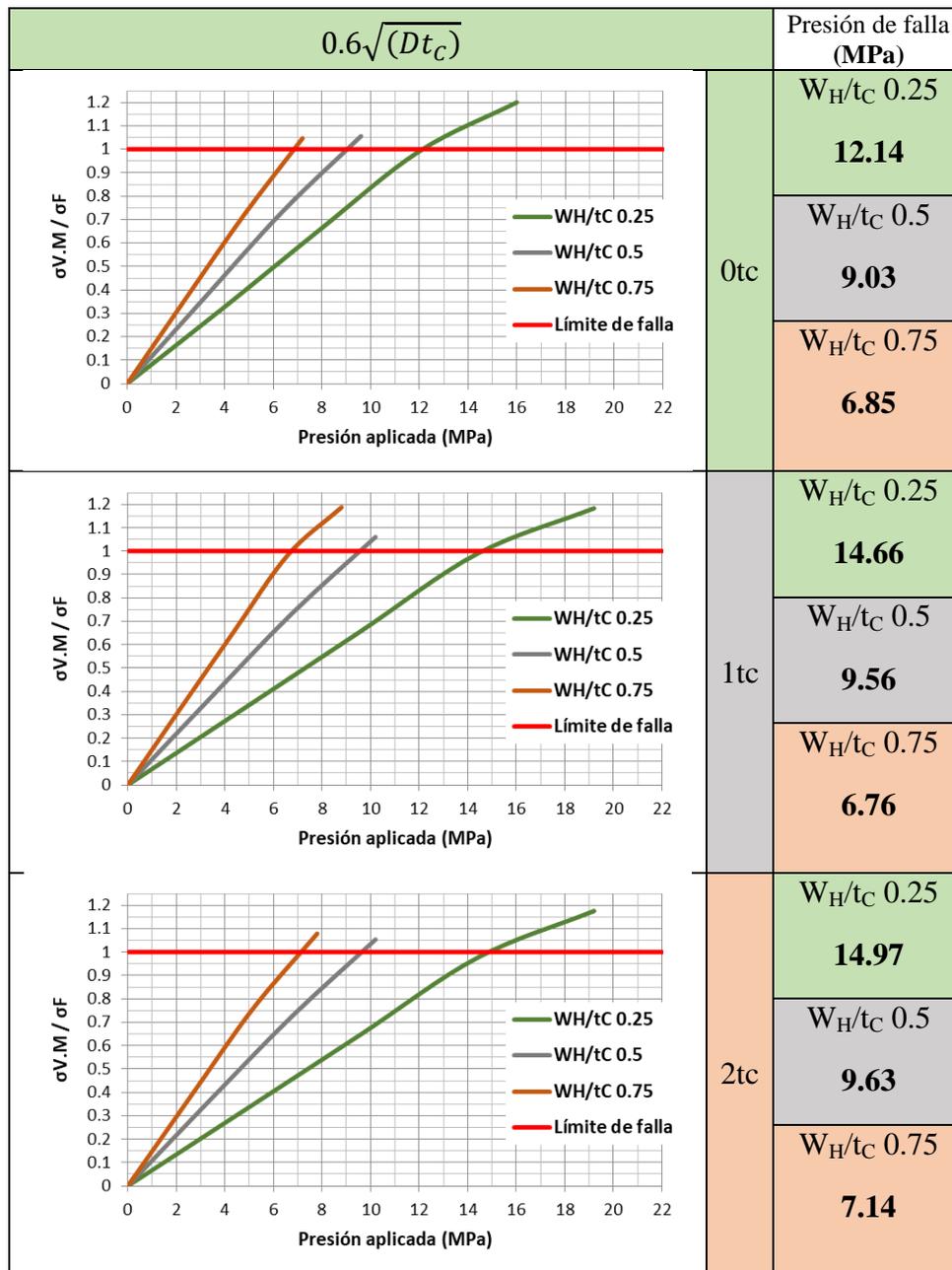


Figura 43. Gráfica de relación de esfuerzos contra presión aplicada, de un cilindro a presión con cuatro laminaciones de dimensión $0.6\sqrt{Dt_c}$ en el espesor, próximas en soldadura longitudinal.

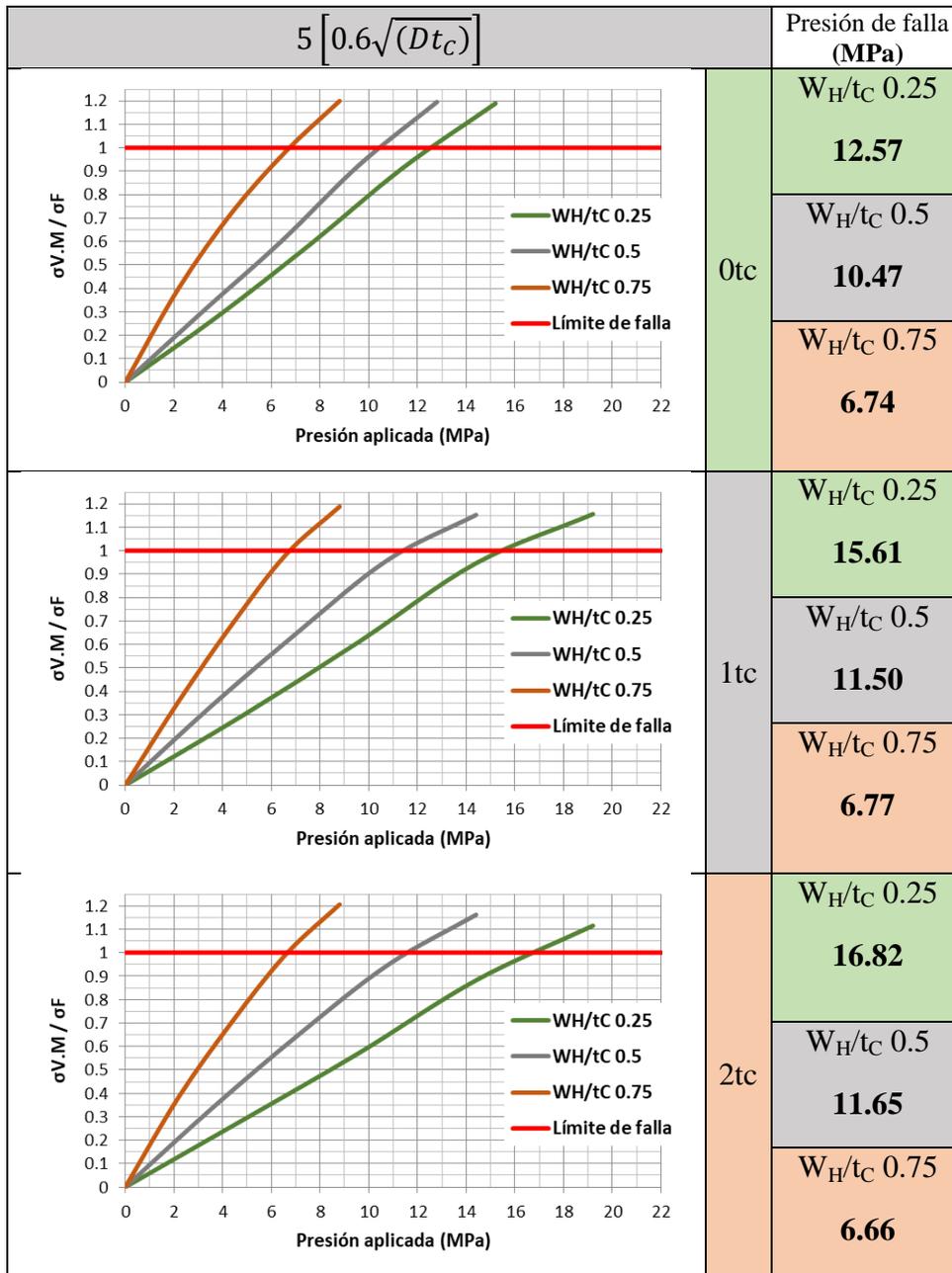


Figura 44. Gráfica de relación de esfuerzos contra presión aplicada, de un cilindro a presión con cuatro laminaciones de dimensión $5[0.6\sqrt{(Dt_c)}]$ en el espesor, próximas en soldadura longitudinal.

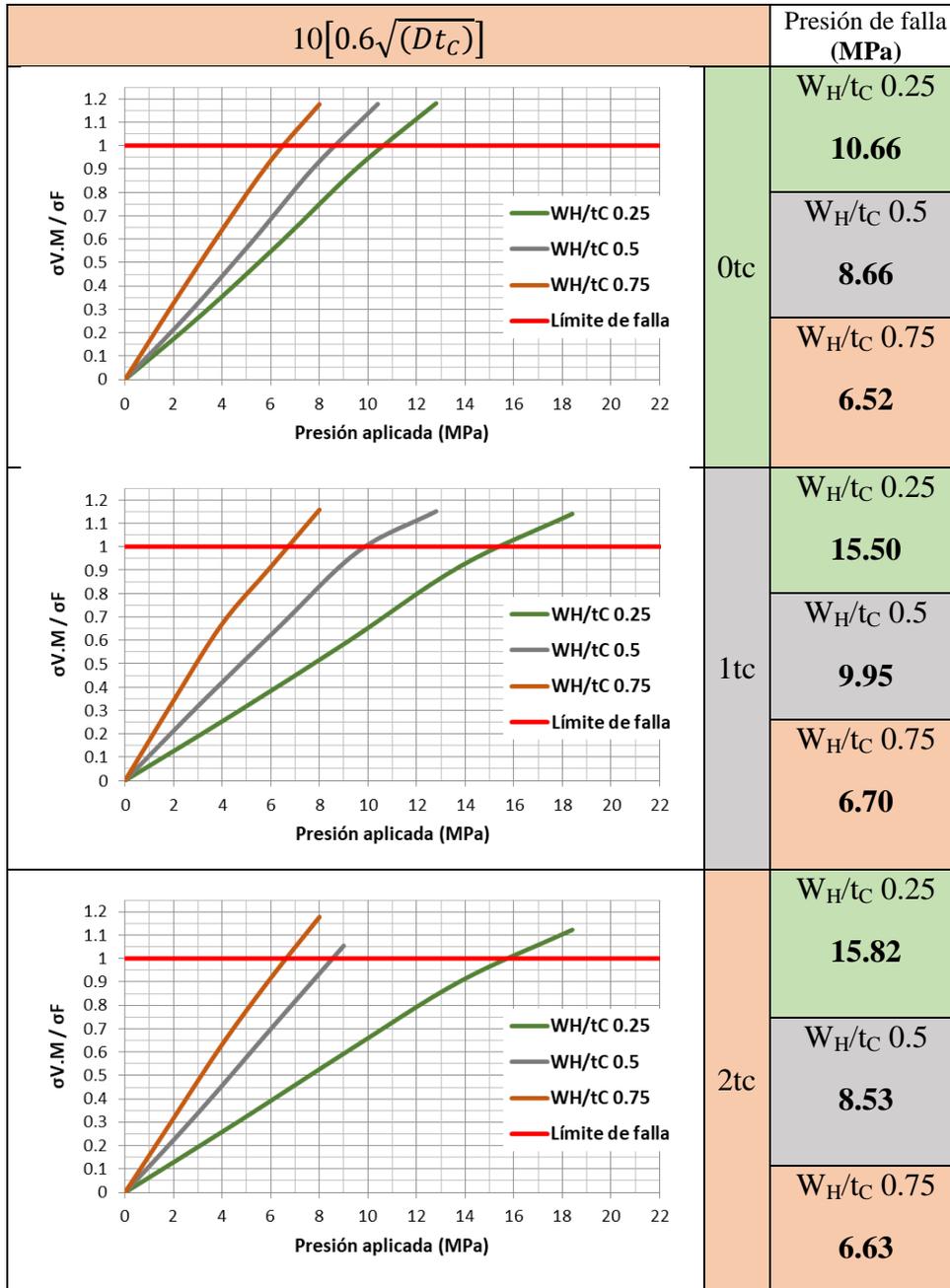


Figura 45. Gráfica de relación de esfuerzos contra presión aplicada, de un cilindro a presión con cuatro laminaciones de dimensión $10[0.6\sqrt{(Dt_c)}]$ en el espesor, próximas en soldadura longitudinal.

4.4.4 LTA

Las Figuras 46-48 muestran las curvas del comportamiento de la relación de esfuerzos obtenidos contra la presión aplicada a partir del incremento en profundidad del defecto en el espesor, para un área localmente adelgazada

contenida en el espesor con dimensiones de $0.6\sqrt{(Dt_c)}$ a $10[0.6\sqrt{(Dt_c)}]$, próximas a una soldadura longitudinal, a distancias de $0t_c$ a $2t_c$, y sus respectivas presiones de falla para cada evento.

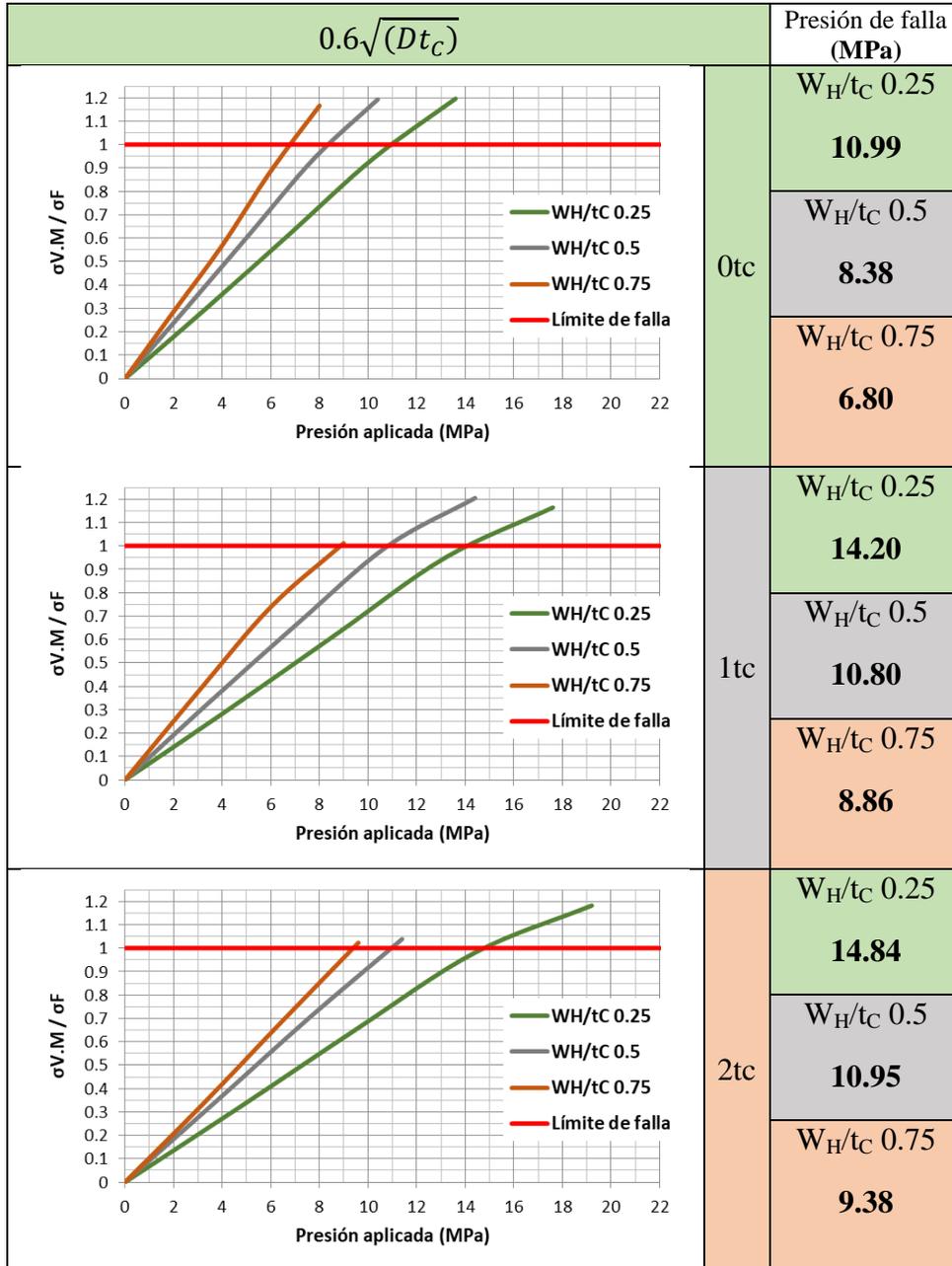


Figura 46. Gráfica de relación de esfuerzos contra presión aplicada, de un cilindro a presión con un área localmente adelgazada de dimensión $0.6\sqrt{(Dt_c)}$ en el espesor, próximas en soldadura longitudinal.

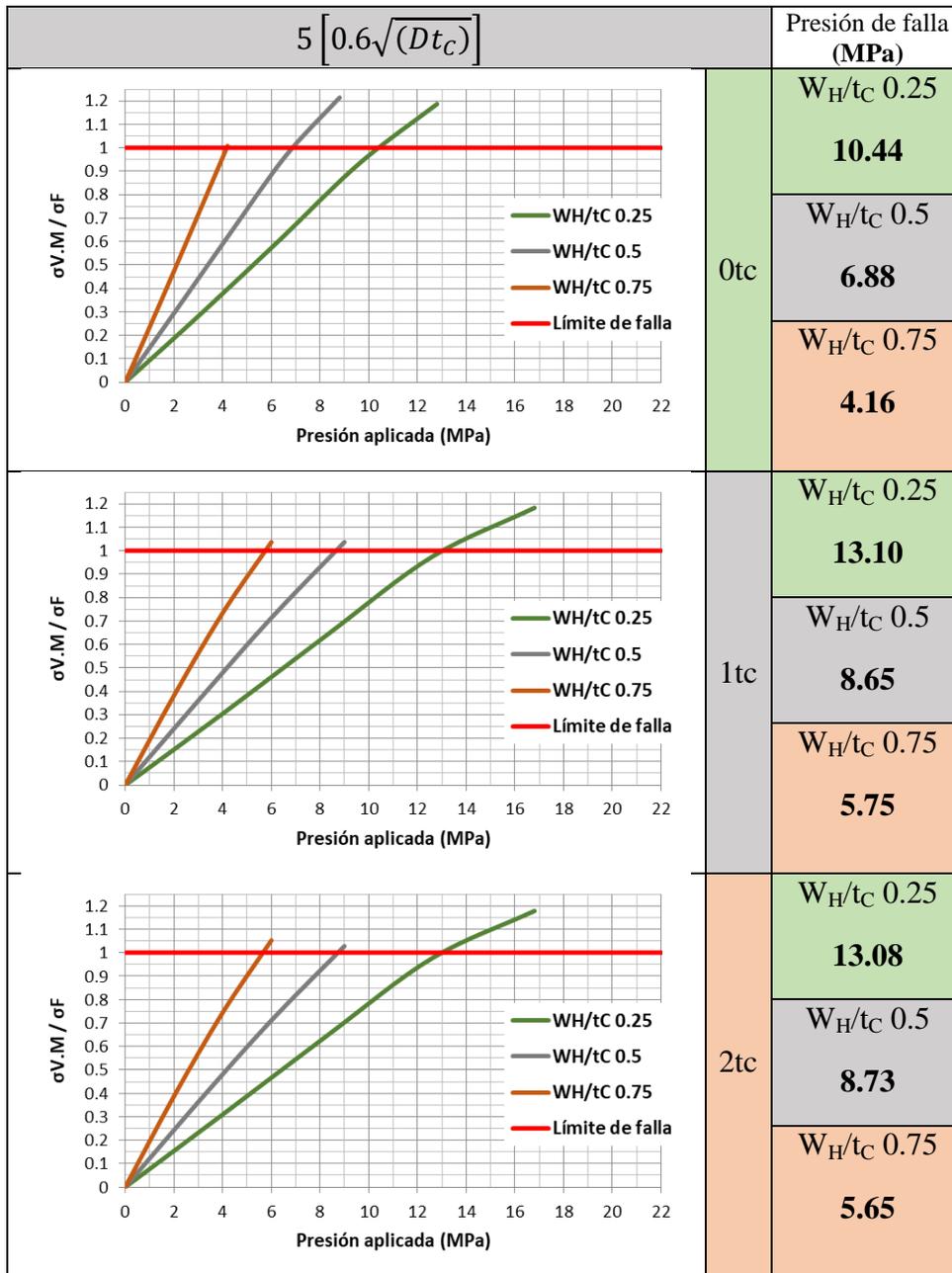


Figura 47. Gráfica de relación de esfuerzos contra presión aplicada, de un cilindro a presión con un área localmente adelgazada de dimensión $5[0.6\sqrt{(Dt_c)}]$ en el espesor, próximas en soldadura longitudinal.

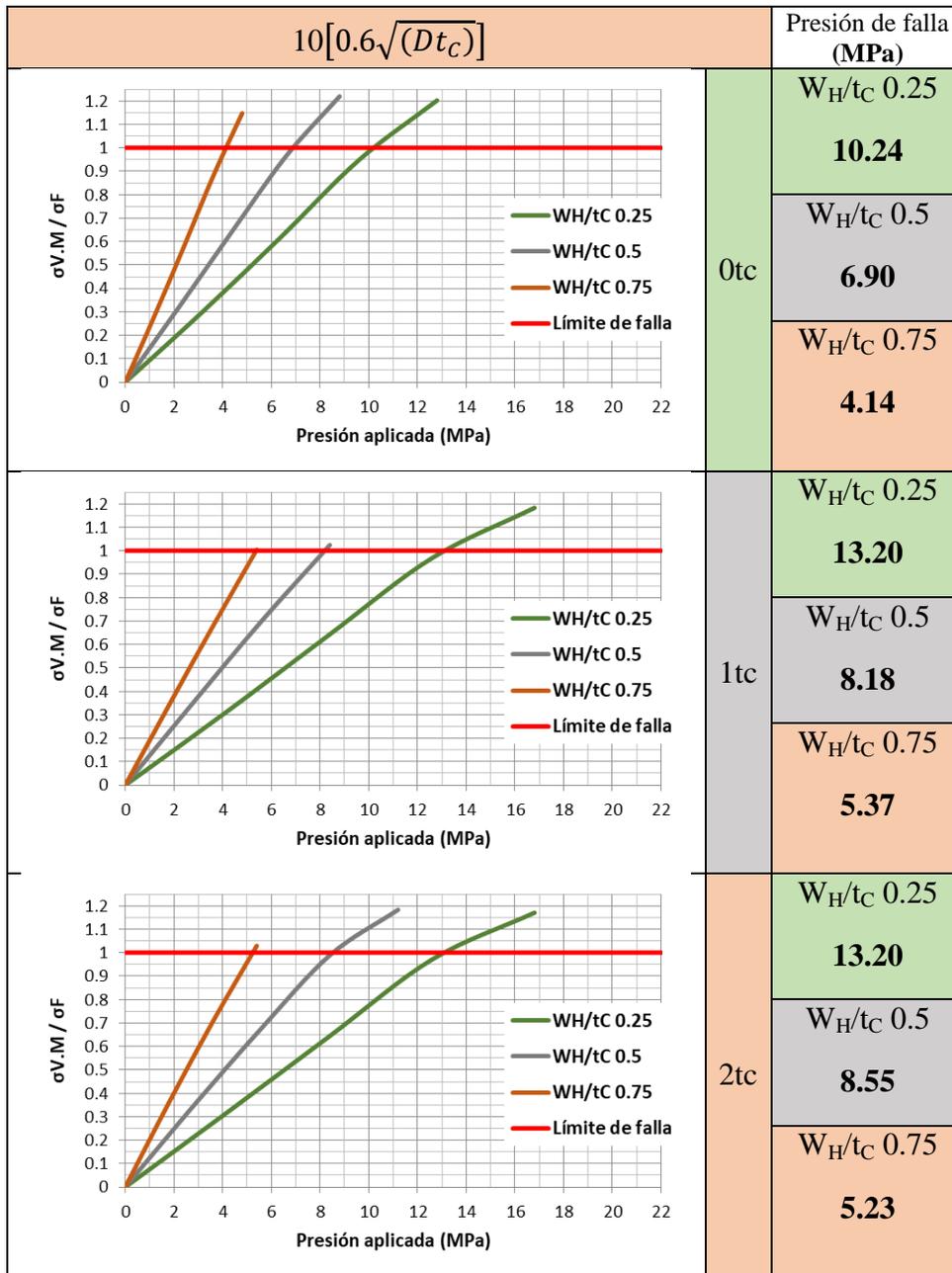


Figura 48. Gráfica de relación de esfuerzos contra presión aplicada, de un cilindro a presión con un área localmente adelgazada de dimensión $10[0.6\sqrt{(Dt_c)}]$ en el espesor, próximas en soldadura longitudinal.

Capítulo IV: Análisis de resultados

5.1 Comparación de presiones de falla de los cilindros sin laminaciones simulados

La **Figura 49** muestra los valores de presión de falla de los cilindros sin laminaciones, donde la mayor reducción de integridad mecánica se encuentra en el cilindro a presión con soldadura longitudinal, al fallar a una presión 14.43% menor, en comparación con el espécimen con soldadura circunferencial. Este comportamiento se presenta debido a que la soldadura longitudinal es perpendicular al esfuerzo circunferencial, generando concentraciones de esfuerzos mayores. La ubicación de los esfuerzos más altos se registra en la región de transición entre el metal de aporte y el metal base, en específico en el área de grano grueso de la HAZ.

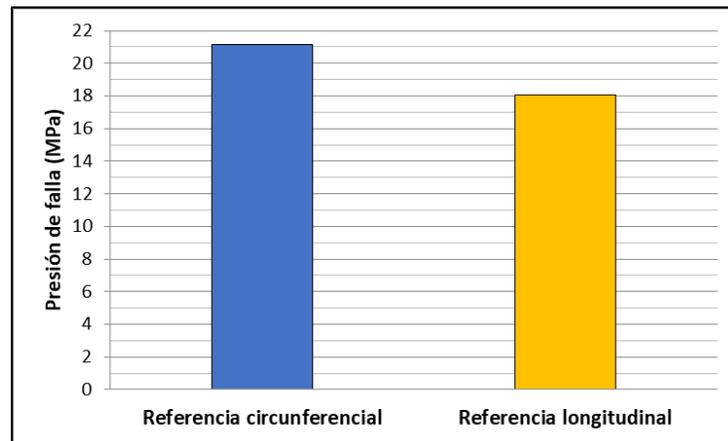


Figura 49. Gráfica de presión de falla de los cilindros sin laminaciones circunferencial y longitudinal.

Las **Figuras 50-52** muestran los histogramas construidos para comparar la presión de falla de los tres defectos considerados en esta investigación, tanto para el caso de las soldaduras circunferenciales como longitudinales, considerando la variación de la distancia a la soldadura y su ubicación con respecto al espesor. Se emplearon las nomenclaturas de C para una soldadura circunferencial y S para una soldadura longitudinal, y los

tamaños S1 ($0.6\sqrt{(Dt_c)}$), S5 ($5[0.6\sqrt{(Dt_c)}]$) y S10 ($10[0.6\sqrt{(Dt_c)}]$), para cada extensión de defecto.

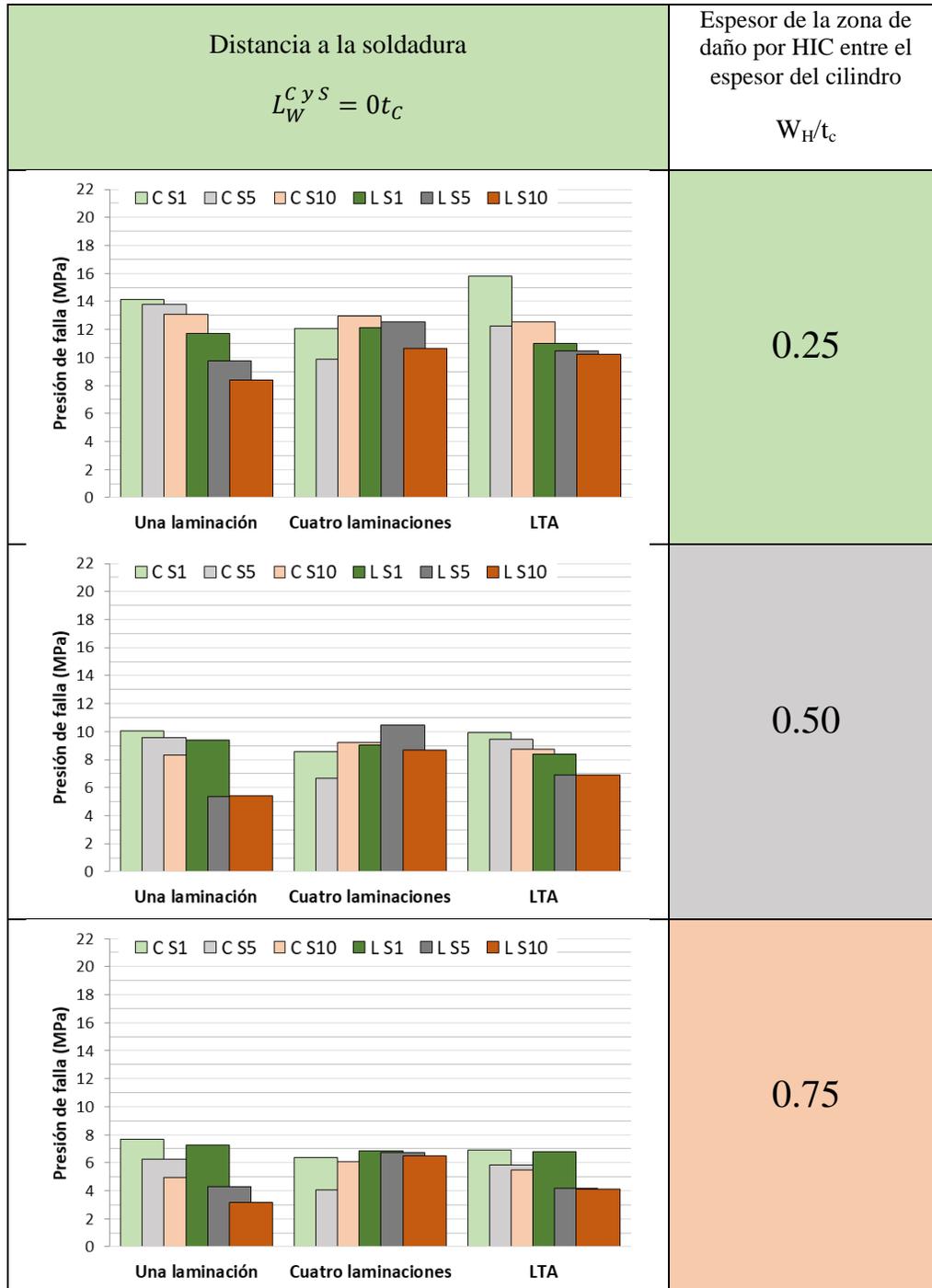


Figura 50. Gráficas de presiones de falla de los distintos defectos y tamaños evaluados, para cada fracción de localización de daño en el espesor, para la distancia a la soldadura de $0t_c$.

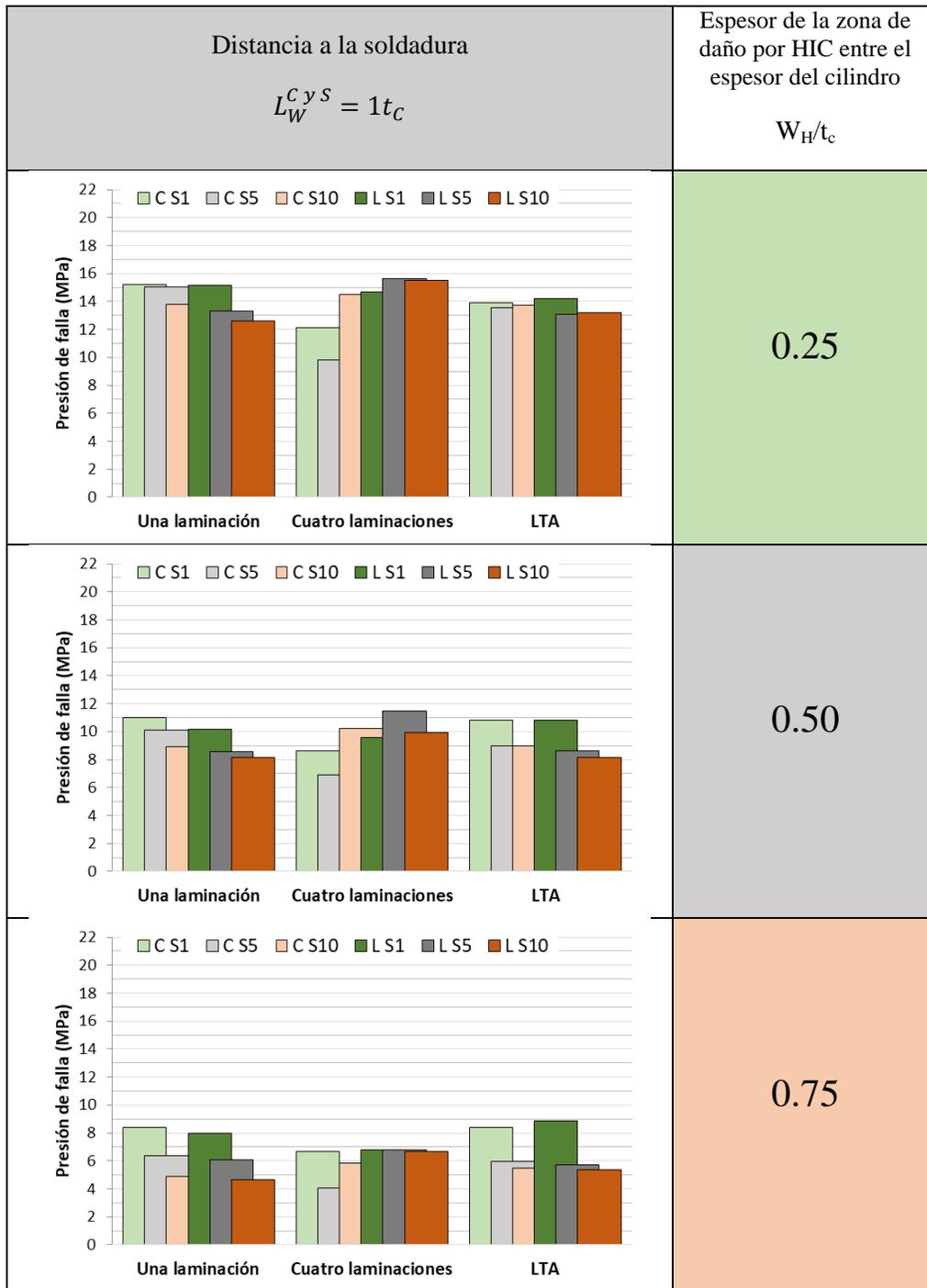


Figura 51. Gráficas de presiones de falla de los distintos defectos y tamaños evaluados, para cada fracción de localización de daño en el espesor, para la distancia a la soldadura de $1t_c$.

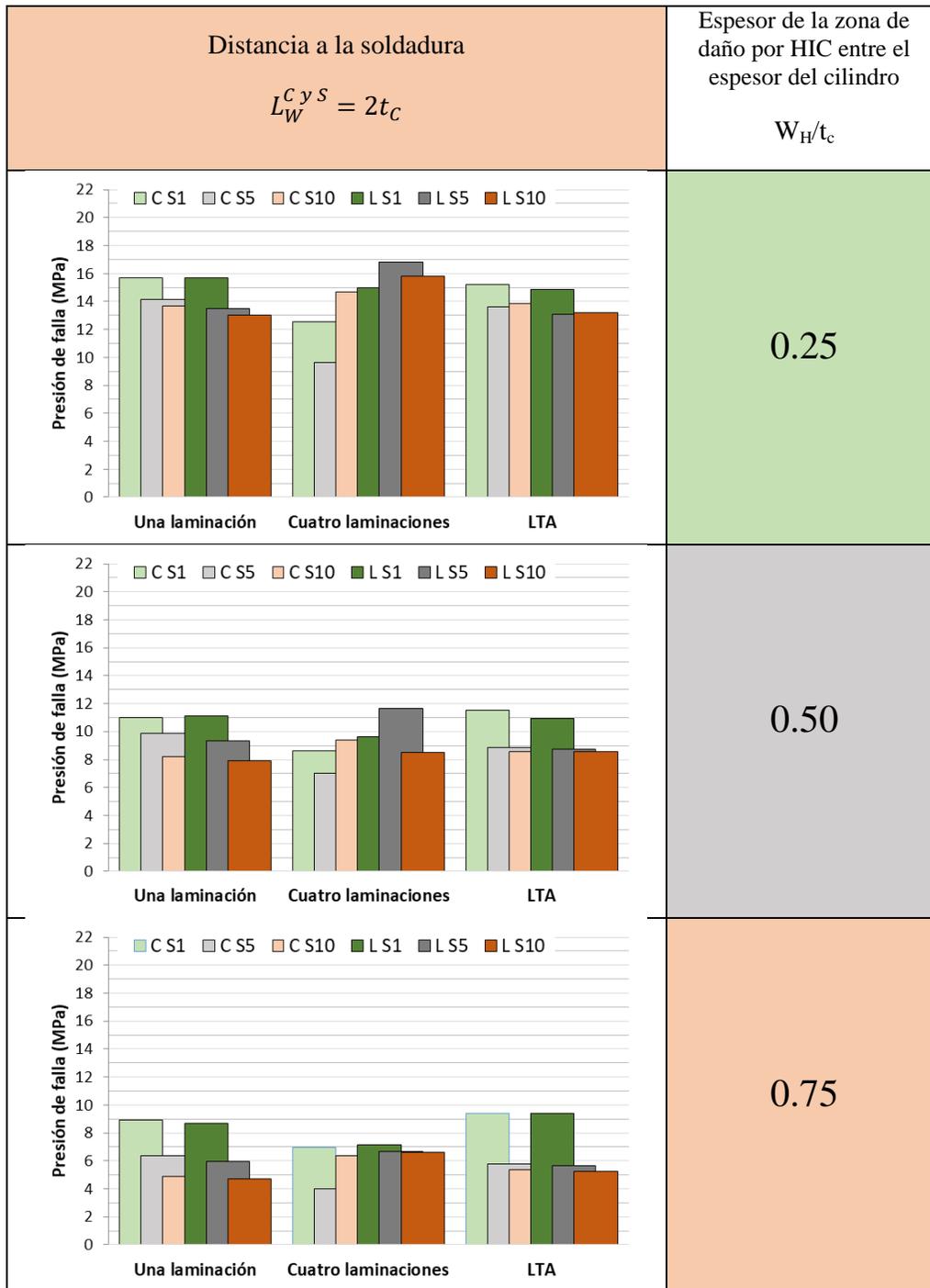


Figura 52. Gráficas de presiones de falla de los distintos defectos y tamaños evaluados, para cada fracción de localización de daño en el espesor, para la distancia a la soldadura de $2t_c$.

Las gráficas muestran que el incremento de la fracción de localización en el espesor, es decir la profundidad de ubicación del defecto, hace que la presión de falla disminuya; sin importar el tipo de defecto, tamaño o distancia a la soldadura. Es decir, si bien, en la práctica, la mayoría de las laminaciones se encuentran a la mitad del espesor, donde están los valores medios de presión de falla; las modelaciones indican que entre más cercano esté el defecto a la superficie interna, la concentración de esfuerzos aumenta y disminuye la presión de falla.

Con respecto al incremento del tamaño del defecto, las presiones de falla disminuyen en todos los eventos, de manera constante y secuencial, en la mayoría de los casos de una laminación, en ambos tipos de soldaduras.

La presión de falla registrada para el modelo de cuatro laminaciones, exhibe un comportamiento de ciclos continuos de disminución y aumento de presión de falla en soldaduras circunferenciales con el incremento del defecto, e inverso, de aumento y disminución para soldaduras longitudinales; excepto para el caso de mayor profundidad de defecto en soldadura longitudinal. Donde los esfuerzos, resultado de la cercanía con la superficie interna, provocan una disminución constante de la presión de falla.

Cuando se modela el defecto como una LTA, la presión de falla disminuye con el aumento del tamaño de defecto, de manera general. Sin embargo, en este caso en específico, la disminución de presión de falla es muy significativa en el primer incremento de tamaño del defecto, y la variación posterior de la presión de falla es relativamente pequeña, tanto para soldaduras circunferenciales como longitudinales. En este caso, se propone que existe un valor límite del esfuerzo asociado con la forma y dimensiones de la LTA, a partir del cual, la presión de falla dependerá primordialmente de la profundidad de defecto. También se observa que la distancia a la

soldadura no representa un factor que altere la presión de falla en gran proporción.

Así, se puede determinar que la profundidad de ubicación del defecto es el factor de mayor influencia sobre el aumento en la concentración de esfuerzos, para cualquiera de los defectos analizados. Y que si bien el aumento del tamaño de área afectada, en el caso de una laminación, disminuye la presión de falla, este comportamiento no se presenta del mismo modo para las cuatro laminaciones o LTA. Es decir, la variación del número de laminaciones y la pérdida local de material en un área generan escenarios de concentración de esfuerzos completamente distintos entre sí.

5.2 Evaluación del factor de resistencia remanente en cilindros con soldadura circunferencial

Las **Figuras 53-55**, muestran las curvas del factor de resistencia remanente (*RSF*) contra el área con laminaciones dentro del espesor, o bien el área de afectación para la LTA en el espesor (W_H/t_C). Las figuras permiten comparar el comportamiento del estado de esfuerzos obtenido de la modelación de; una laminación, cuatro laminaciones, y una LTA, para distintos escenarios de distancia a la soldadura y tamaño del defecto. Así como, los valores obtenidos del análisis de RSF de acuerdo al estándar API 579-1/ ASME FFS-1.

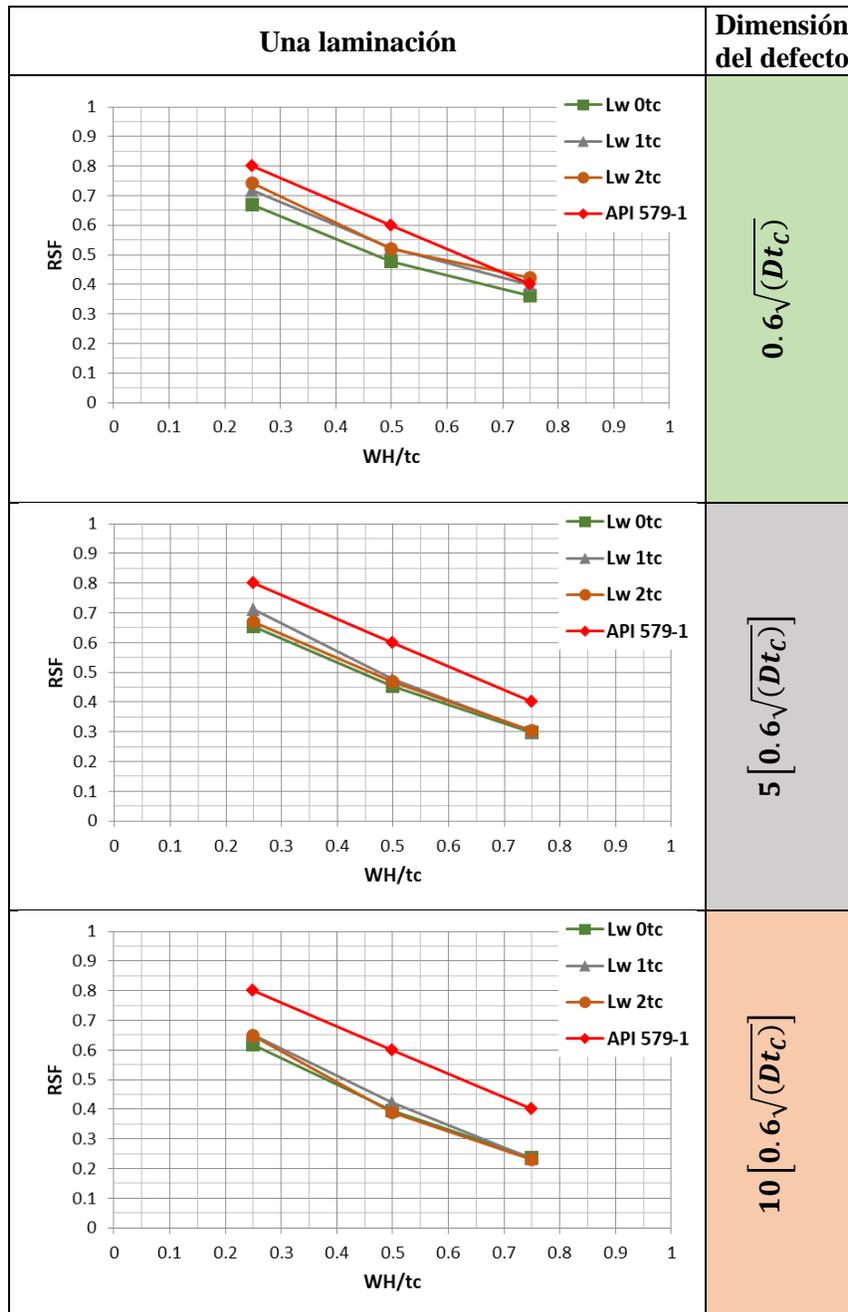


Figura 53. Gráficas de RSF contra W_H/t_c , para una laminación con diferentes dimensiones y distintas cercanías a una soldadura circular, comparadas con el estándar internacional API 579-1/ASME FFS-1 2016.

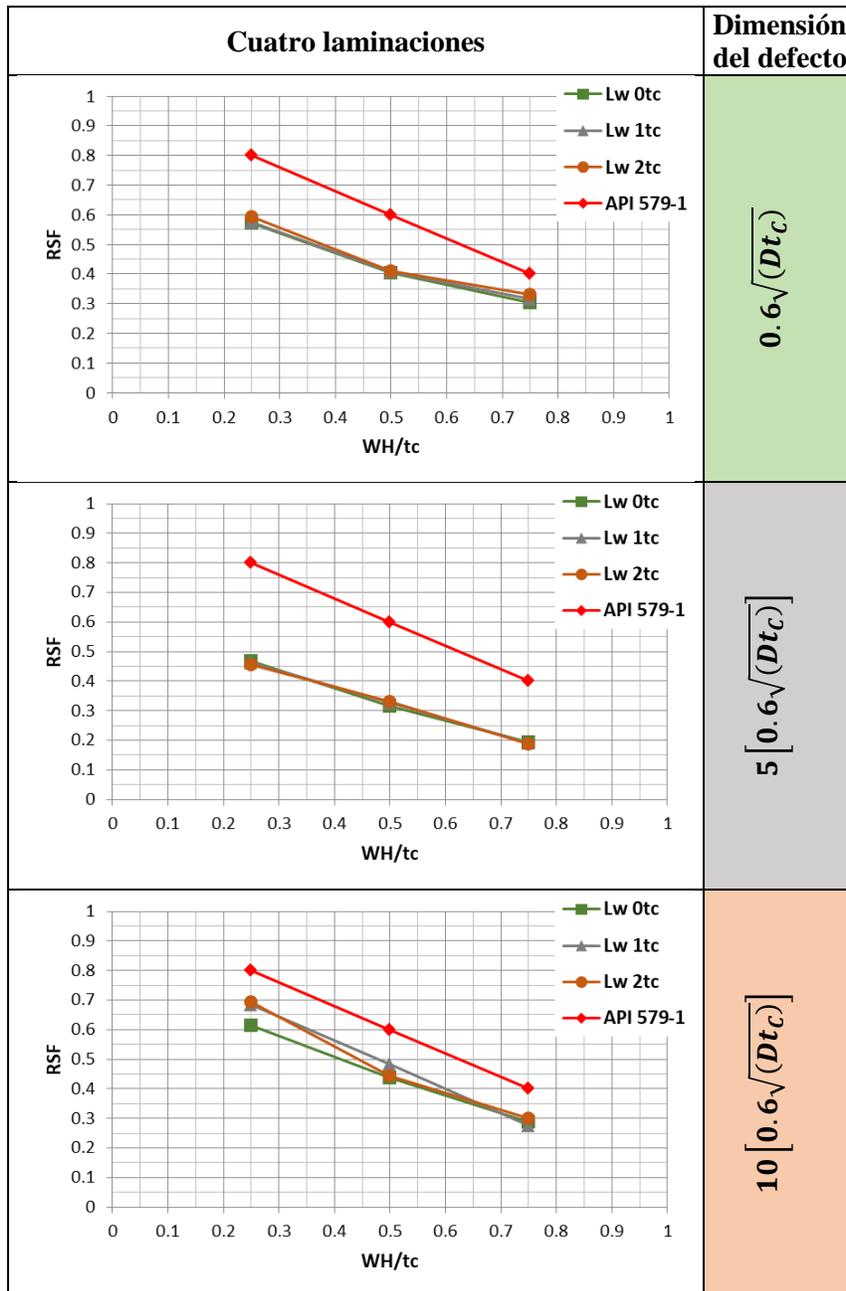


Figura 54. Gráficas de RSF contra W_H/t_C , para cuatro laminaciones con diferentes dimensiones y distintas cercanías a una soldadura circular, comparadas con el estándar internacional API 579-1/ASME FFS-1 2016.

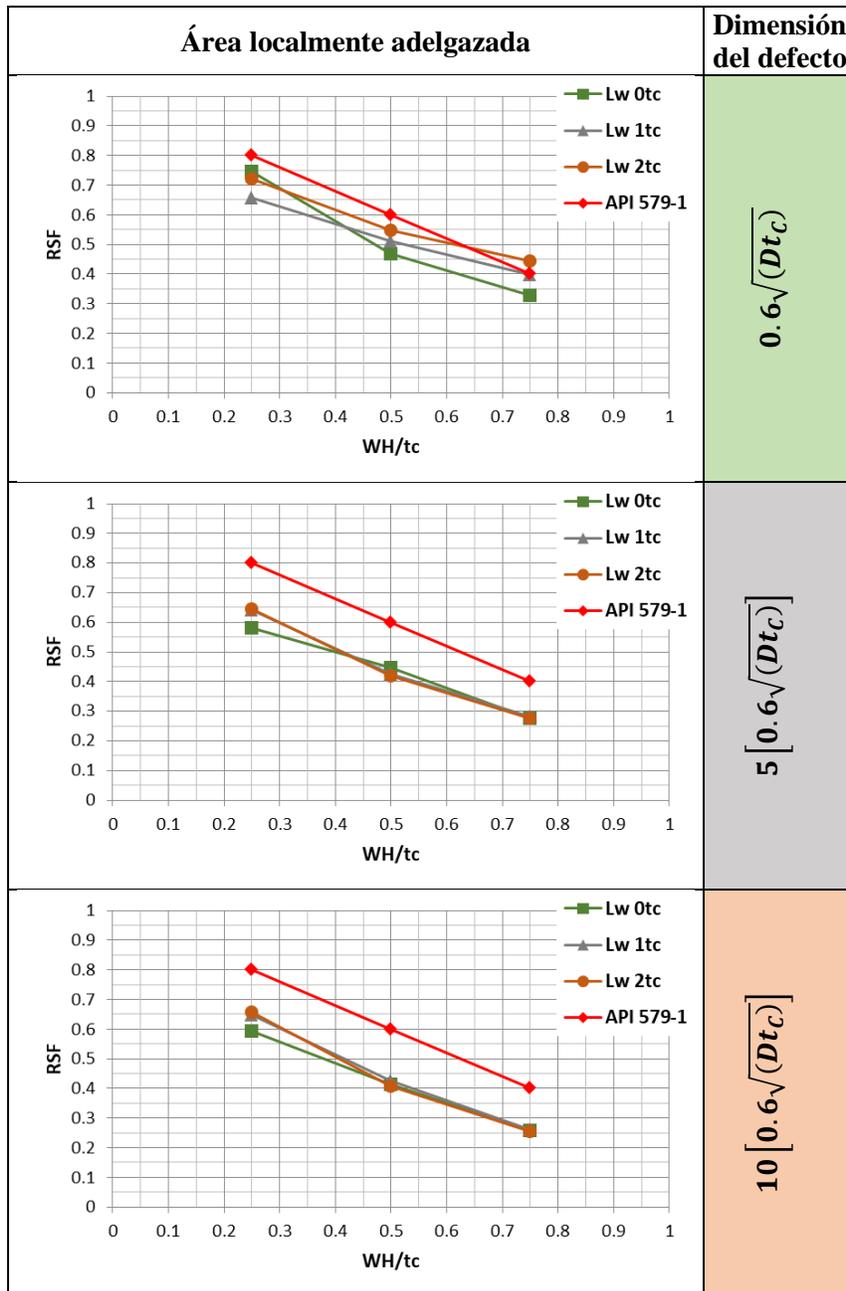


Figura 55. Gráficas de RSF contra W_H/t_C , para un área localmente adelgazada con diferentes dimensiones y distintas cercanías a una soldadura circunferencial, comparadas con el estándar internacional API 579-1/ASME FFS-1 2016.

La **Figura 53**, muestra que el incremento en dimensión de una laminación provoca la agrupación de las curvas de RSF, lo que indica que defectos más grandes disminuyen el efecto a la proximidad de la soldadura. También, es posible observar que los valores de RSF más pequeños se obtienen de manera general en los defectos más cercanos a la soldadura. Sin embargo, el valor de la resistencia remanente está definido principalmente por la fracción de localización en el espesor. En este caso la norma API 579-1 sobre estima la resistencia remanente con el incremento del tamaño del defecto.

La **Figura 54**, reporta valores de RSF contra distancia a la soldadura, para el modelo de cuatro laminaciones, donde se observa que los valores son muy similares entre sí. Este comportamiento es visible para tamaños de defecto $0.6\sqrt{(Dt_c)}$ y $5[0.6\sqrt{(Dt_c)}]$. Por otra parte, $10[0.6\sqrt{(Dt_c)}]$ presenta una mayor dispersión del valor de RSF; sin embargo, el factor dominante en el estado de esfuerzos, es la ubicación en el espesor de las cuatro laminaciones. En este caso, al considerar múltiples defectos, no se observa una relación de aumento o disminución constante con respecto al RSF calculado por API 579-1. Lo que se atribuye a efectos de geometría y espacio de las cuatro laminaciones.

La **Figura 55**, exhibe el comportamiento de RSF respecto al tamaño de defecto y distancia a la soldadura para un defecto tipo LTA, donde no se observa una clara tendencia de variación, ya que estas curvas se superponen o cruzan entre sí a distintos valores de W_H/t_c . La única tendencia visible es que entre más grande es el defecto, la diferencia con la curva obtenida por API 579-1 aumenta, lo que significa que hay mayor discrepancia del RSF con los modelos de LTA simulados.

Las Figuras anteriores muestran que la curva más severa de distancia a la soldadura es 0tc, al exhibir los valores de RSF más bajos, en casi todas las dimensiones y tipos de defecto, próximos a una soldadura circunferencial.

Por otro lado, se observó en algunos eventos, la curva con distancia a la soldadura 1tc, se ubica por encima de las otras curvas, indicando que en algunas condiciones posee mejor integridad mecánica que las otras dos curvas de distancia a la soldadura.

La metodología de evaluación de laminaciones inducidas por hidrógeno descrita en la Parte 7 del estándar API 579-1/ASME FFS-1 2016, presenta una sobreestimación de la resistencia remanente de hasta 52% en laminaciones inducidas por hidrógeno próximas a soldaduras circunferenciales.

5.3 Evaluación del factor de resistencia remanente en cilindros con soldadura longitudinal

Las Figuras 56-58, muestran las curvas del factor de resistencia remanente (*RSF*) contra el área con laminaciones dentro del espesor, o bien el área de afectación para la LTA en el espesor (W_H/t_C). Las figuras permiten comparar el comportamiento del estado de esfuerzos obtenido de la modelación de; una laminación, cuatro laminaciones, y LTA, para distintos escenarios de distancia a la soldadura y tamaño del defecto. Así como, los valores obtenidos del análisis de RSF de acuerdo al estándar API 579-1/ASME FFS-1.

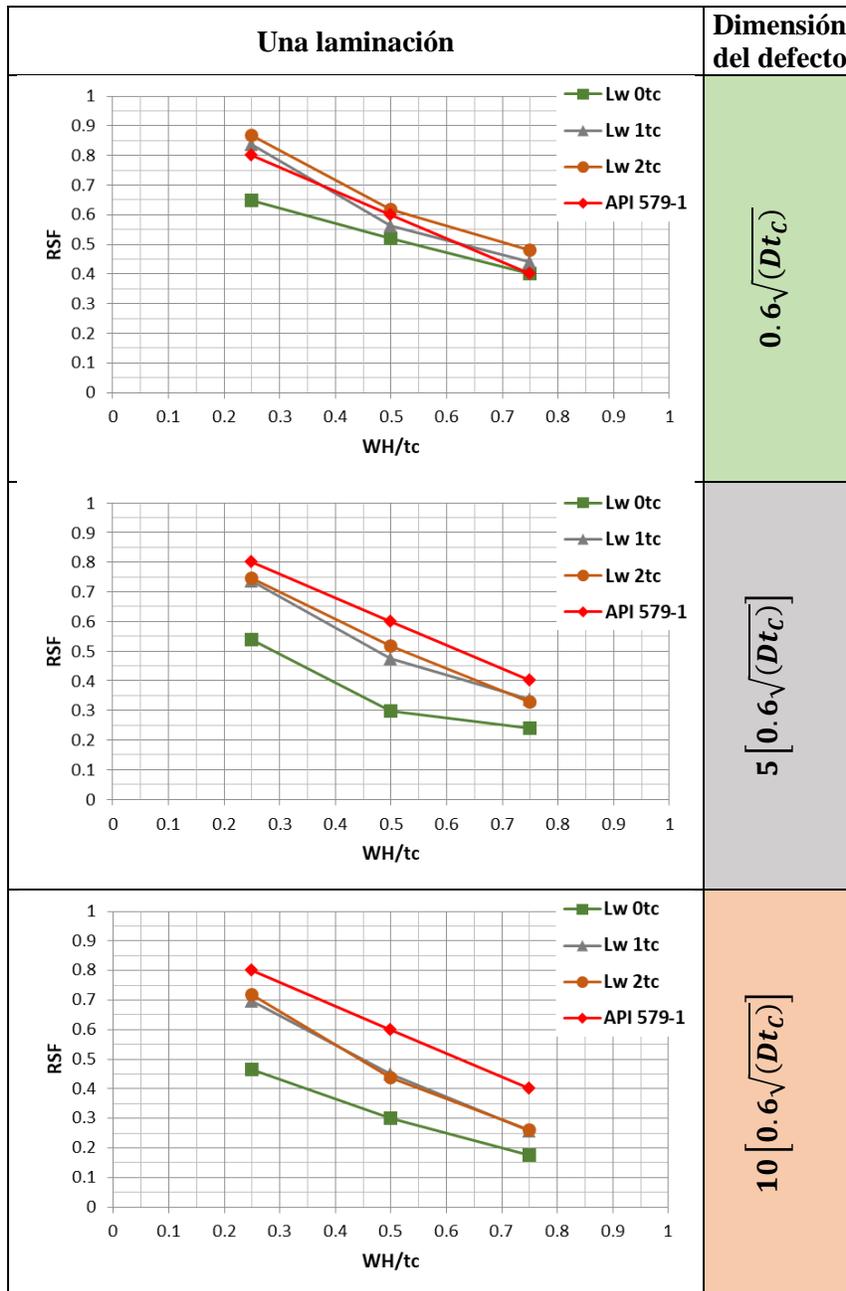


Figura 56. Gráficas de RSF contra W_H/t_c , para una laminación con diferentes dimensiones y distintas cercanías a una soldadura longitudinal, comparadas con el estándar internacional API 579-1/ASME FFS-1 2016.

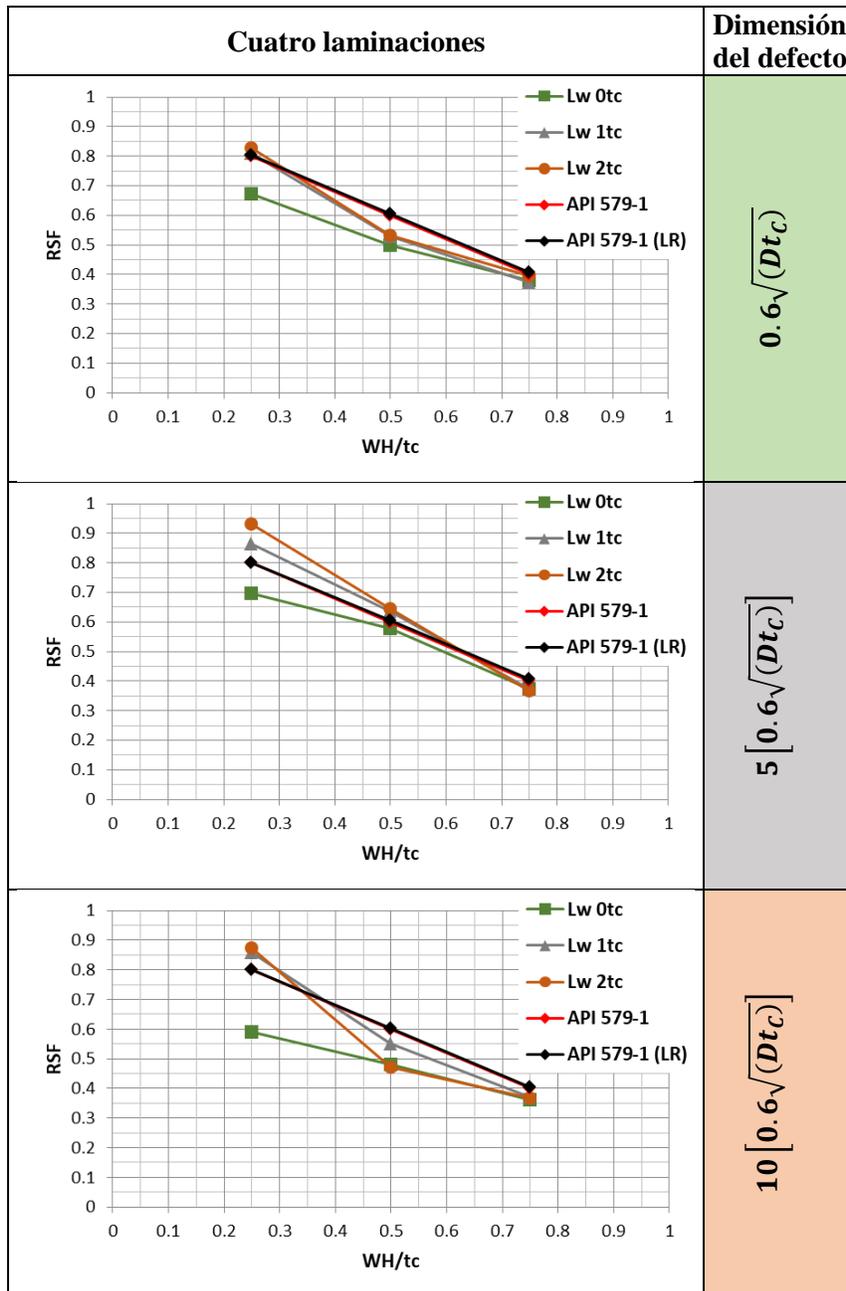


Figura 57. Gráficas de RSF contra W_H/t_C , para cuatro laminaciones con diferentes dimensiones y distintas cercanías a una soldadura longitudinal, comparadas con el estándar internacional API 579-1/ASME FFS-1 2016.

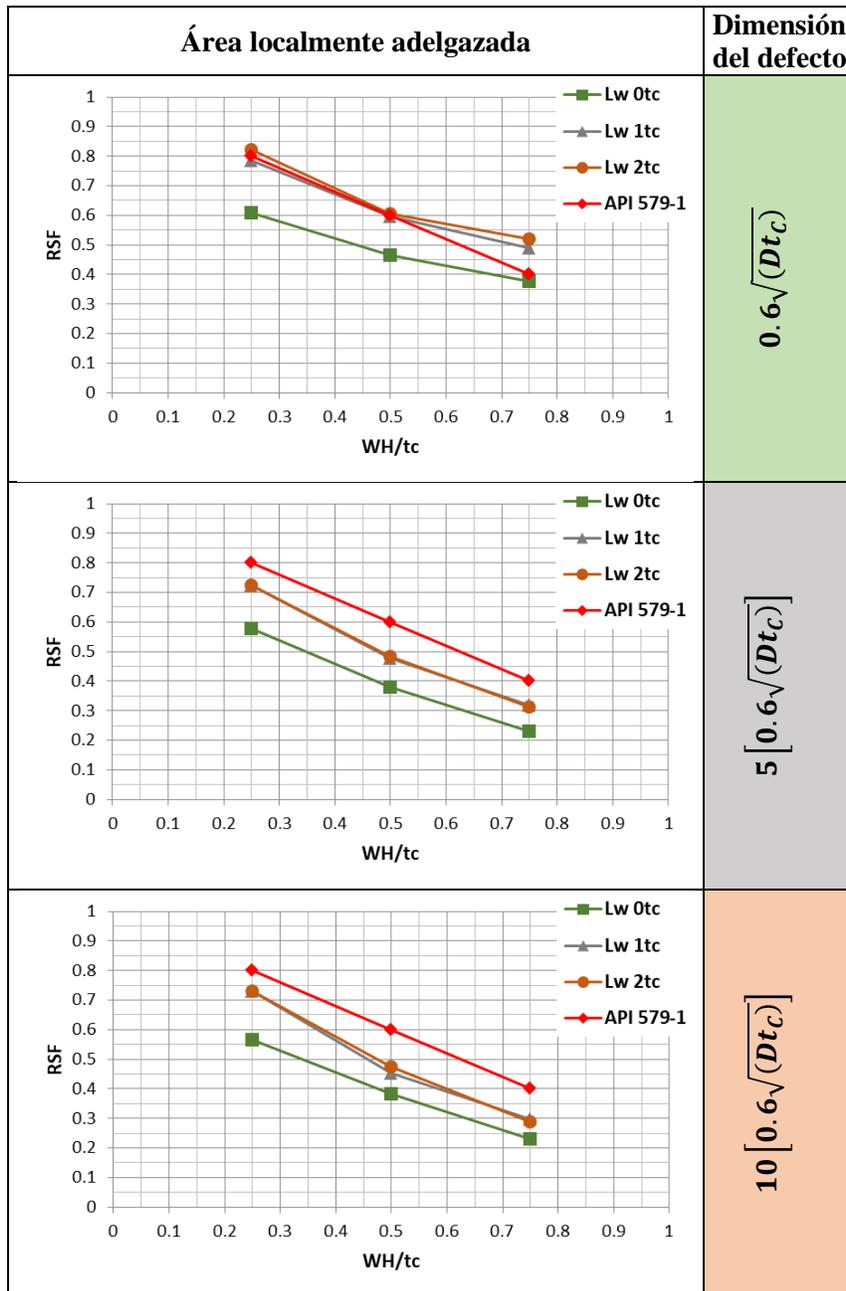


Figura 58. Gráficas de RSF contra W_H/t_c , para un área localmente adelgazada con diferentes dimensiones y distintas cercanías a una soldadura longitudinal, comparadas con el estándar internacional API 579-1/ASME FFS-1 2016.

La **Figura 56**, muestra una separación entre las curvas de distancia a la soldadura en la extensión inicial del defecto ($0.6\sqrt{(Dt_c)}$). Donde, posteriormente el incremento de tamaño del defecto ($5[0.6\sqrt{(Dt_c)}]$ y $10[0.6\sqrt{(Dt_c)}]$), promueve la unión de las curvas de $1t_c$ y $2t_c$. Adicionalmente, las curvas para las soldaduras longitudinales presentan un comportamiento distinto a las soldaduras circunferenciales; sin embargo, la concentración máxima de esfuerzos se conserva en los defectos más próximos a la soldadura ($0t_c$). En este caso, la metodología de API 579-1 no sobreestima el RSF para el tamaño de defecto más pequeño, pero sí lo hace al crecer el defecto.

La **Figura 57**, reporta que a medida que se incrementa la extensión del defecto las curvas $1t_c$ y $2t_c$ tienden a separarse, cuyo comportamiento es similar al de cuatro laminaciones en soldadura circunferencial. De la misma forma, la mayor concentración de esfuerzos se presenta en los defectos más pegados a la soldadura ($0 t_c$). En este caso, API 579-1 y API 579-1_{LR} se superponen, y cruzan con los modelos generados para cuatro laminaciones, llegando a estimar valores de RSF similares a los obtenidos de los defectos modelados. Es importante mencionar que en el caso exclusivo del modelo de cuatro laminaciones, se aplicó el factor de interacción de laminaciones L_R . Sin embargo, el cálculo de RSF no muestra un cambio significativo cuando se considera la interacción entre laminaciones, como se muestra en la **Tabla 7**.

Tabla 7. Valores de RSF para distintas dimensiones de afectación de la condición de cuatro laminaciones contenidas en el espesor.

RSF			
API 579-1	API 579-1 (LR)		
	S1	S5	S10
0.8	0.8028	0.8021	0.8018
0.6	0.6056	0.6042	0.6037
0.4	0.4085	0.4063	0.4055

La **Figura 58**, exhibe una separación entre la curva de distancia a la soldadura $0tc$ con respecto a $1tc$ y $2tc$, este comportamiento se conserva con el cambio de dimensiones del defecto, obteniendo resultados de RSF muy cercanos para $1tc$ y $2tc$. De la misma forma que en los modelos de una y cuatro laminaciones, la concentración máxima de esfuerzos se presenta en los defectos más cercanos a la soldadura. En este caso tanto API 579-1 y las curvas $1tc$ y $2tc$ sobreestiman el RSF con respecto a los defectos conectados a la soldadura, y esta diferencia crece conforme aumenta el tamaño del defecto.

Las Figuras anteriores muestran que los defectos próximos a la soldadura ($0tc$) reportan los valores de RSF más bajos, debido a que los esfuerzos máximos se concentran en la región del HAZ. Este comportamiento se presenta para la mayoría de los tamaños y tipos de defecto. Además, se observaron casos donde la curva $1tc$, al igual que en el evento de soldadura circunferencial, es menos severa que las otras dos curvas de distancia a la soldadura ($0tc$ y $2tc$), al reportar valores de RSF más altos que las otras curvas de distancia a la soldadura.

Se corrobora que la ubicación en el espesor del defecto es el factor preponderante para la estimación del estado de esfuerzos de cilindros que contienen laminaciones y por lo tanto es el factor que determina el factor de resistencia remanente o presión de falla.

La metodología de evaluación de laminaciones inducidas por hidrógeno descrita en la Parte 7 del estándar API 579-1/ASME FFS-1 2016, presenta una sobreestimación de la resistencia remanente de hasta 56% en laminaciones inducidas por hidrógeno próximas a soldaduras longitudinales.

Conclusiones

1. La ubicación de áreas de laminaciones inducidas por hidrógeno dentro del espesor, es el factor que más afecta la resistencia remanente en un cilindro de pared delgada sometido a presión interna; sin importar el número de laminaciones, ni su tamaño.
2. Las presiones de falla más bajas se presentan cuando las zonas con laminaciones inducidas por hidrogeno están conectadas a una unión soldada.
3. Se encontró que una soldadura longitudinal reduce la resistencia mecánica de un cilindro a presión en aproximadamente 14%, con respecto a una soldadura circunferencial, y por ello las menores presiones de falla, se reportaron en laminaciones inducidas por hidrógeno próximas a estas.
4. La metodología de evaluación de laminaciones inducidas por hidrógeno descrita en la Parte 7 del estándar API 579-1/ASME FFS-1 2016, presenta una sobreestimación de la resistencia remanente de hasta 52% en este tipo de defectos cercanos a soldaduras circunferenciales y de hasta 56% en soldaduras longitudinales.

Referencias bibliográficas

- [1]. American Petroleum Institute, API 579-1/ASME FFS-1, *Fitness-for-service*, June, 2016.
- [2]. Jorge L. González Velázquez, *Mecánica de fractura bases y aplicaciones*, Edit. Limusa, 1988.
- [3]. Alfredo Morales Reyes, *Análisis de estabilidad mecánica de laminaciones escalonadas en recipientes cilíndricos con presión interna aplicando el método del elemento finito*, tesis de doctorado, IPN-ESIQIE, Ciudad de México, 2004.
- [4]. Martin J. Fernández-Cueto, Selene Capula-Colindres, Daniel Angeles-Herrera, Julio C. Velázquez, Gerardo Terán Méndez, *Analysis of 3D planar laminations in a welded section of API 5l X52 applying the finite element method*, *Soldagem & Inspeção*. 2018;23(1):17-31.
- [5]. Kalpakjian-Schmid, *Manufactura, ingeniería y tecnología*, quinta edición. Editorial: Pearson educación, México, 2008, ISBN: 978-970-26-1026-7.
- [6]. T. Hyodo and M. Kimura, *The hydrogen permeation and hydrogen induced cracking behavior of pipeline in dynamic full scale test*, *Corrosion Science* 27 NACE, 1989, pp 340.
- [7]. A.A. Saleh, D. Hejazi, A.A. Gazder, D.P. Dunne y E.V. Pereloma, *Investigation of the effect of electrolytic hydrogen charging of X70 steel: II. microstructural and crystallographic analyses of the formation of hydrogen induced cracks and blisters*, *International journal of hydrogen energy*, 41, 2016, 12424-12435.
- [8]. Almonsour Ma, *Sulfide stress corrosion resistance of X100 steel in H2S environments*, MSc thesis, University of British Columbia. Vancouver, 2007.
- [9]. NRF 001 PEMEX 2013, *Tubería de acero para recolección, transporte y distribución de hidrocarburos*, 25 Junio del 2013.
- [10]. H. Horwitz, *Soldadura, aplicaciones y práctica*, Alfa omega, México, 1990.
- [11]. Mónica Isabel Melgarejo Rincón, Carlos Ramírez Martín y William Arnulfo Aperador Chaparro, *Determinación de las causas de falla en la ZAC de un acero ASTM A36 soldado por proceso SMAW*, *Inge Cuc*, 9(2), 75-82.
- [12]. César Marconi, María José Castillo, Leonardo Boccanera y Mabel Ramini, *Influencia del calor aportado y metal de aporte sobre las propiedades mecánicas y la microestructura de juntas soldadas por FCAW de acero microaleado de alta resistencia*. *Soldagem & inspeção*, 20(2), 2015, 148-159.

- [13]. Timing Zhang, Weimin Zhao, Qiushi Deng, Wei Jiang, Yonglin Wang, Yong Wang y Wenchun Jiang, *Effect of microstructure inhomogeneity on hydrogen embrittlement susceptibility of X80 welding HAZ under pressurized gaseous hydrogen*, International journal of hydrogen energy, 42, 2017, 25102-25113.
- [14]. Patricia Sheilla Costa, Felipe Arturo Reyes-Valdés, Rocio Saldaña-Garcés, David Salvador González-González y Erick Rafael Delgado-Albavera, *Optimización de los parámetros de soldadura por arco sumergido en acero HSLA: una aplicación para manufactura de tuberías de conducción de hidrocarburos*, Soldagem & inspeção, 20(4), 2015, 456-466.
- [15]. Weth, G., Giovacchini, P., Sacco, C. y M., D' Errico, *Método de elementos finitos aplicado a flujo compresible con gas en equilibrio*, Mecánica computacional de la asociación argentina de mecánica computacional, 2011, volumen 30, pp. 547-562.
- [16]. Zienkiewicz, O. y R. Taylor, *El método de los elementos finitos*, 4ta edición, MC Graw Hill, España, 1994.
- [17]. Luis Alejandro Alvarez Z., *Estudio aerodinámico de una superficie hipersónica utilizando D.F.C. para el desarrollo de componentes aeroespaciales*, tesis para obtener el grado de maestro en ingeniería de manufactura de la sección de estudios de posgrado e investigación de la ESIME Azcapotzalco, IPN-ESIME Azcapotzalco, Ciudad de México, 2014.
- [18]. Bathe, K., *Finite element procedures*, 1era edición, Prentice Hall, New Jersey, USA, 1996.
- [19]. Flores, L., *Análisis estructural de un autobús escolar*, tesis para obtener el grado de maestro en ciencias con especialidad en ingeniería mecánica, de la sección de estudios de posgrado e investigación de la ESIME Zacatenco, IPN-ESIME Zacatenco, Ciudad de México, 2002.
- [20]. Hasegawa Kunio, Strnadel Bohumir y Lacroix Valery, *Introduction and definition of laminar flaws provided by flaw evaluation code*, Metal 2015, Jun 3rd - 5th, Brno, Czech Republic, EU, 1-4. recuperado de:
<http://konsys2.tanger.cz/files/proceedings/21/papers/4068.pdf>
- [21]. Valery Lacroix, *Assessment and improvement of flaw characterization rules in fitness-for-service codes using extended finite element method*, tesis de doctorado, Yokohama National University, December 2016.
- [22]. ASME B&PV Code Section XI, *Rules for in-service inspection of nuclear power plant components*, 2013.
- [23]. EDF Energy Nuclear Generation Ltd. R6 Revision 4, *Assessment of integrity of structures containing defects*, 2012.

- [24]. AFCEN, French Association for Design, *Construction and in-service inspection rules for nuclear island components*, RSE-M, 2010.
- [25]. AFCEN, A16, RCC-MRx, *Defect assessment and leak before break analysis*, 2010.
- [26]. Swedish Radiation Safety Authority (SSM), *A combined deterministic and probabilistic procedure for safety assessment of components with cracks*, Handbook, 2008.
- [27]. Association of Mechanical Engineers, Section IV, *Unified procedure for lifetime assessment of components and piping in WWER NPPs (VERLIFE)*, 2008.
- [28]. The Japan Society of Mechanical Engineers, JSME S NA1, *Rules on fitness-for-service for nuclear power plants (in Japanese)*, 2012.
- [29]. Kocak, M., Hadley, I., Szavai, S., Tkach, T., and Taylor, N., *FITNET fitness-for-service procedures*, Vol. II, Joint Research Centre, GKSS Research Centre, Geesthacht, Germany, January 2008.
- [30]. British Standard Institution, BS 7910, *Guide to method for assessing the acceptability of flaws in metallic structures*, December, 2013.
- [31]. Forschungskuratorium Maschinenbau, FKM Guideline, *Fracture mechanics proof of strength for engineering components*, 2nd Revised Edition, 2009.
- [32]. Chinese Standard Committee, GB/T 19624-2004, *Safety assessment for in-service pressure vessels containing defects (in Chinese)*, December 2004.
- [33]. The Japan Welding Engineering Society, WES 2805, *Method of assessment for flaws in fusion welded joints with respect to brittle fracture and fatigue crack growth (in Japanese)*, October, 2011.
- [34]. High Pressure Institute of Japan, HPIS Z 101, *Assessment procedure for crack-like flaws in pressure equipment (in Japanese)*, October 2008.
- [35]. Renato S. Motta, Hélder L.D. Cabral, Silvana M.B. Afonso, Ramiro B. Willmersdorf, Nadège Bouchonneau, Paulo R.M. Lyra y Edmundo Q. de Andrade, *Comparative studies for failure pressure prediction of corroded pipelines*. Engineering failure analysis, 81, 2017, 178–192.
- [36]. Benjamin, A.C., Freire, J.L.F y Vieira, R.D., *Analysis of pipeline containing interacting corrosion defects*. recuperado de: <http://semimac.org/wp-content/uploads/2015/12/sem.org-2007-sem-ann-conf-s11p04-analysis-pipeline-containing-interacting-corrosion-defects.pdf>

- [37]. N.A. Alang, N.A. Razak¹, K.A. Shafie y A. Sulaiman, *Finite element analysis on burst pressure of steel pipes with corrosion defects*, 13th International conference on fracture, Beijing, China, June 16–21, 2013, 1-10.